

Dielektrische Elastomerstapelaktoren für Mikroventile

Dielectric elastomer stack actuators for microvalves

Zur Erlangung des akademischen Grades Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

genehmigte Dissertation von Dipl.-Ing. Klaus Flittner aus Aschaffenburg

Tag der Einreichung: 6. Februar 2015, Tag der Prüfung: 6. Juli 2015

Darmstadt — D 17

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak

2. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Stefan Seelecke



TECHNISCHE
UNIVERSITÄT
DARMSTADT

Fachbereich
Elektro- und Informationstechnik
Institut EMK
Fachgebiet Mikrotechnik
und Elektromechanische Systeme

Dielektrische Elastomerstapelaktoren für Mikroventile
Dielectric elastomer stack actuators for microvalves

Genehmigte Dissertation von Dipl.-Ing. Klaus Flittner aus Aschaffenburg

1. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak
2. Gutachten: Prof. Dr.-Ing. Stefan Seelecke

Tag der Einreichung: 6. Februar 2015

Tag der Prüfung: 6. Juli 2015

Darmstadt — D 17

Bitte zitieren Sie dieses Dokument als:

URN: [urn:nbn:de:tuda-tuprints-46298](https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:tuda-tuprints-46298)

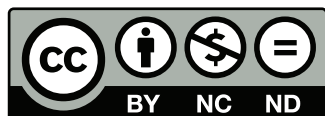
URL: <http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/4629>

Dieses Dokument wird bereitgestellt von tuprints,

E-Publishing-Service der TU Darmstadt

<http://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de>

tuprints@ulb.tu-darmstadt.de



Die Veröffentlichung steht unter folgender Creative Commons Lizenz:

Namensnennung – Keine kommerzielle Nutzung – Keine Bearbeitung 3.0 Deutschland

<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/3.0/de/>

Dielektrische Elastomerstapelaktoren für Mikroventile

Vom Fachbereich
Elektrotechnik und Informationstechnik
der Technischen Universität Darmstadt
zur Erlangung des akademischen Grades eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Klaus Flittner

aus Aschaffenburg

Referent: Prof. Dr.-Ing. Helmut F. Schlaak
Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Stefan Seelecke

Tag der Einreichung: 6. Februar 2015
Tag der mündlichen Prüfung: 6. Juli 2015

D 17
Darmstadt 2015



Erklärung zur Dissertation

Hiermit versichere ich, die vorliegende Dissertation ohne Hilfe Dritter nur mit den angegebenen Quellen und Hilfsmitteln angefertigt zu haben. Alle Stellen, die aus Quellen entnommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht. Diese Arbeit hat in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner Prüfungsbehörde vorgelegen.

Darmstadt, den 6. Februar 2015

(Klaus Flittner)



Zusammenfassung

Dielektrische Elastomeraktoren (DEA) stellen eine der am intensivsten erforschten Gruppen innerhalb der elektroaktiven Polymere dar. Sie basieren auf der Anziehungskraft entgegengesetzter Ladungen. Diese Kraft verformt eine, zwischen den Elektroden befindliche, polymere Dielektrikumsschicht. Aufgrund der höheren Durchbruchfeldstärke des Dielektrikums im Vergleich zu Luft in klassischen elektrostatischen Aktoren liegt ein neuer Anwendungsbereich dieser Aktoren in der Mikrosystemtechnik. Dabei sind durch feste Verbindungen mit dem restlichen System die Freiheitsgrade des Aktors eingeschränkt. Dies bewirkt eine Veränderung des statischen und dynamischen Verhaltens des DEA.

Am Beispiel eines Mikroventils wird im Rahmen dieser Arbeit die Integration der dielektrischen Elastomeraktoren in ein Mikrosystem gezeigt. Die Modellierung, unter Berücksichtigung der äußeren Randbedingungen, stellt dabei den ersten Schwerpunkt der Arbeit dar. Ausgehend vom Stand der Technik werden verschiedene Ansätze betrachtet, um den Einfluss der mechanischen Randbedingungen auf das statische und dynamische Verhalten zu berücksichtigen. Es wird gezeigt, dass mit Hilfe eines effektiven E-Moduls, der sich aus dem E-Modul und den Randbedingungen berechnet, für einfache geometrische Formen das statische nichtlineare Kraft-Weg-Verhalten nachgebildet werden kann. Als Alternative zeigt eine FEM-Simulation mit geeignetem hyperelastischen Materialmodell für das verwendete Dielektrikum eine gute Übereinstimmung mit der analytischen Berechnung und den durchgeführten Messungen.

Für das dynamische Verhalten kann eine gute Übereinstimmung zwischen Relaxationsmessungen und einem modifizierten Standard-Festkörper-Modell gezeigt werden. Dabei werden die Federelemente durch Elemente mit nichtlinearer Kennlinie und der Dämpfer durch ein fraktionales Element ersetzt. Die Modellparameter weisen dabei, analog zum effektiven E-Modul, eine Abhängigkeit von den mechanischen Randbedingungen auf.

Im zweiten Teil wird der Entwurf des Mikroventils betrachtet. Es werden ausgehend von möglichen Bauformen der DEA aus dem Stand der Technik unterschiedliche Konzepte für das Mikroventil entwickelt und in Bezug auf die Anforderungen an den benötigten Durchfluss und den maximalen Druckabfall miteinander verglichen. Mittels numerischer FEM-Berechnungen (ANSYS™) des Ventilkonzepts wird der Einfluss des Ventilsitzes auf die Auslenkung des dielektrischen Elastomeraktors dargestellt und daraus optimierte Designparameter für den Gesamtaufbau abgeleitet.

Zur Herstellung des Mikroventils werden zwei Prozessketten entwickelt und auf Realisierbarkeit untersucht. Ein Schwerpunkt stellt dabei die elektrische Kontaktierung der Elastomeraktoren dar. Hierzu werden zwei Verfahren untersucht, um die Aktoren im Zuleitungsbereich zu kontaktieren. Mit der Graphitkontaktierung wird ein Anteil der kontaktierten Schichten von 92 % und ein mittlerer Kontaktwiderstand von Zuleitung zu einer einzelnen Elektroden-schicht von 95 k Ω erreicht.

Mit der ausgewählten Prozesskette und dem Kontaktierungsverfahren wird ein 2x2-Mikroventilarray hergestellt und charakterisiert. Die Kantenlänge eines Ventils beträgt dabei 15 mm bei einer Gesamthöhe von 3 mm. Die Druck-Durchfluss-Charakteristik wird an einem speziell entwickelten Messplatz in Abhängigkeit der Betriebsspannung ermittelt. Der Durchfluss der aufgebauten Ventile kann dabei in einem Bereich von 0,1 l min⁻¹ bis etwa 1 l min⁻¹ eingestellt werden. Die Kennlinie weist eine gute qualitative Übereinstimmung mit dem erwarteten Verhalten aus der Simulation auf. Damit zeigt diese Arbeit ein funktionsfähiges Mikroventil auf Basis von dielektrischen Elastomeraktoren.



Abstract

Dielectric elastomer actuators (DEA) represent one of the most intensively investigated groups of electroactive polymers. Their functional principle is based on the attractive forces of opposite charges. This force deforms a polymeric dielectric located between the electrodes. Due to higher breakdown field strength of the dielectric compared to air used in classic electrostatic actuators, microsystem technology is a new scope for these actuators. Bonding of the DEA with surrounding components restricts its movement and thus change the static and dynamic behaviour of the actuator.

Within the scope of this thesis a microvalve is used as example to show the integration of dielectric elastomer actuators into microsystems. Taking the external boundary conditions into account for the modelling represents the first focus of this thesis. Based on prior art, various approaches are considered to account for the influence of mechanical boundary conditions on the static and dynamic behaviour. It is shown that the static nonlinear force displacement behaviour can be simulated by using an effective elastic modulus, which is calculated from the elastic modulus and the boundary conditions for simple geometric shapes. Alternatively a FEM simulation with suitable hyperelastic material model for the dielectric can be used to achieve a good agreement with the analytical calculation and the measurements taken.

For the dynamic behaviour a good correlation between relaxation measurements and a modified standard solid model can be shown. The spring elements are replaced by elements with non-linear characteristic and the damper by a fractional element. In this case the model parameters depend, like the effective elastic modulus, on the mechanical boundary conditions.

In the second part the focus is on the design of the microvalve. Based on possible actuator designs from prior art, different concepts for the microvalve are developed and compared to each other with respect to the requirements of flow rate and pressure drop. The influence of the valve seat on the deflection of the dielectric elastomer actuator is shown and optimised design parameters are derived by using numerical FEM calculations (ANSYS™).

Two process chains for the fabrication of the microvalve are developed and tested for feasibility. One key aspect is the electrical connection of the dielectric elastomer actuator. For this purpose, two methods are investigated to connect the supply area of the actuators. With a graphite based connection process a percentage of connected layers of 92 % and an average contact resistance between lead and a single electrode layer of 95 k Ω is achieved.

With the selected process chain and the connecting process a 2 by 2 microvalve array is fabricated and characterised. The edge length of one valve amounts to 15 mm with an overall height of 3 mm. The pressure-flow rate characteristics is measured as a function of the operating voltage on a specially designed measuring system. The flow rate of the assembled valves can be adjusted in a range from 0,1 l min⁻¹ to about 1 l min⁻¹. The characteristic curve is in good qualitative agreement with the expected behaviour. Thus, this work shows a functional microvalve based on dielectric elastomer actuators.



Inhaltsverzeichnis

1. Einleitung	1
1.1. Überblick der Elektroaktiven Polymere	1
1.2. BMBF-Förderprojekt INFUNK	2
1.3. Inhalt und Aufbau dieser Arbeit	3
2. Dielektrische Elastomeraktoren	5
2.1. Grundlegende Funktionsweise	6
2.2. Erweiterte Modelle	7
2.2.1. Statisches Verhalten	7
2.2.2. Dynamisches Verhalten	9
2.3. Aktorbauformen und deren Anwendungen	11
2.3.1. Aktoren mit Quereffekt	11
2.3.2. Aktoren mit Längseffekt	13
2.4. Herstellung von dielektrischen Elastomeraktoren	14
2.4.1. Elastomerfilm	14
2.4.2. Elektroden	15
2.4.3. Von den Einzelschichten zum kompletten Aktor	16
2.4.4. Vollständiger Herstellungsprozess für gestapelte DEA	18
2.5. Ventile mit DEA	19
3. Modellierung von DEW	21
3.1. Randbedingungen	21
3.2. Mechanisches Modell	23
3.2.1. Statische Charakterisierung von Elastomeren	23
3.2.2. Hookesches Gesetz und geometrische Nichtlinearität	26
3.2.3. Hyperelastisches Materialmodell	30
3.2.4. Einfluss der Randbedingungen auf das mechanische Verhalten	34
3.2.5. Einfluss der Elektroden	41
3.2.6. Viskoelastizität	43
3.3. Elektrisches Modell	49
3.3.1. Messung der Stauchungsabhängigkeit	50
3.3.2. Serienwiderstand	51
3.3.3. Kapazität	54
3.3.4. Parallelwiderstand	58
3.4. Kopplung des elektrischen und mechanischen Teilmodells	61
4. Mikroventil mit DEA	63
4.1. Anforderungen an das Mikroventil	63
4.2. Konzepte des Mikroventils	64
4.2.1. „Buckling“ Konfiguration	64
4.2.2. Ringaktor Konfiguration	67
4.2.3. Stapelanordnungen	70
4.2.4. Vergleich der Konzepte	72

4.3. Entwurf des Ventils	73
4.3.1. Berechnung der Auslenkung im Ventilbereich	76
4.3.2. Optimierung des Ventilsitzes	79
5. Herstellungstechnologie für Mikroventil	83
5.1. Prozessketten zur Herstellung	83
5.1.1. Bottom-Up-Prozesskette	84
5.1.2. Top-Down-Prozesskette	85
5.1.3. Vergleich der Prozessketten	86
5.2. Kontaktierung	87
5.2.1. Kennwerte zur Beurteilung	87
5.2.2. Freilegen der Elektroden-schichten	88
5.2.3. Galvanische Kontaktierung	90
5.2.4. Graphitschicht-Kontaktierung	91
5.3. Verbindung von Ventilsitz und Aktor	92
5.4. Freistellen des Ventils	94
5.5. Herstellung des Mikroventils	95
6. Messtechnik und Charakterisierung	97
6.1. Modifizierte Elastomere	97
6.1.1. Herstellung dünner Filme	98
6.1.2. Messaufbau zur Bestimmung der Durchbruchfeldstärke und Permittivität	99
6.1.3. Messungen an Elastomerfilmen und Aktoren	100
6.2. Mikroventil	102
6.2.1. Kennlinie aus FEM Modell	102
6.2.2. Messplatz zur fluidischen Charakterisierung	105
6.2.3. Messung am Ventil und Vergleich mit Modell	107
7. Zusammenfassung und Ausblick	111
7.1. Zusammenfassung der Ergebnisse	111
7.2. Weiterentwicklung des Modells	112
7.3. Weiterentwicklung des Mikroventils	113
Literaturverzeichnis	115
Anhang	125
A. Hyperelastische Materialmodelle	125
A.1. Neo-Hook	125
A.2. Mooney-Rivlin	125
A.3. Ogden	129
A.4. Yeoh	129
B. Elektrisches Modell mit verteilter Kapazität	133

1 Einleitung

Dielektrische Elastomere als Basis für Aktoren, Sensoren und Generatoren sind eine der am intensivsten erforschten Materialgruppen innerhalb der Elektroaktiven Polymere (EAP). Ihre Funktion basiert auf der Kraftwirkung zwischen entgegengesetzten Ladungen. Als Aktuator stellen die dielektrischen Elastomere eine Alternative zu klassischen elektrostatischen Antrieben in der Mikrosystemtechnik dar. Im Rahmen des Projekts „INFUNK“ (Integration neuartiger Funktions- und Konstruktionswerkstoffe und deren Anwendung in einem miniaturisierten Ventilsystem. Förderkennzeichen 16SV3724) wird die Integration eines dielektrischen Elastomeraktors (DEA) in ein Mikrosystem am Beispiel eines Mikroventils untersucht. Im folgenden wird zunächst eine Einordnung der verwendeten Aktortechnologie der dielektrischen Elastomeraktoren innerhalb der elektroaktiven Polymere gegeben und der Inhalt des Projekts „INFUNK“ vorgestellt. Darauf folgt eine Eingrenzung der Forschungsinhalte dieser Arbeit und ein Überblick über den Inhalt und den Aufbau der folgenden Kapitel.

1.1 Überblick der Elektroaktiven Polymere

Der Oberbegriff der elektroaktiven Polymere umfasst eine Vielzahl von Materialien, die - wie der Name andeutet - ihre Größe oder Form in Abhängigkeit einer elektrischen Größe verändern. BAR-COHEN schlägt zur Klassifizierung dieser Materialien eine Unterteilung nach dem prinzipiellen Wirkmechanismus vor. Demnach kann zwischen zwei Hauptgruppen unterschieden werden: Die ionischen EAP basieren auf dem Transport von Ionen oder Molekülen innerhalb des Materials und die elektronischen EAP basieren auf der Wirkung des elektrischen Feldes oder den elektrostatischen Anziehungskräften. [Bar04]

Abbildung 1.1 zeigt eine Unterteilung der elektroaktiven Polymere nach ionischen und elektronischen Materialien und die Einordnung der dielektrischen Elastomere innerhalb der EAP. Im Allgemeinen arbeiten ionische EAP bei einer geringen elektrischen Spannung im Bereich von ca. 1 V bis 5 V. Durch den Transport von Ionen oder Molekülen durch ein meist flüssiges Elektrolyt liegen die Reaktionszeiten dieser Aktoren mit Werten im Sekundenbereich im Vergleich zu den elektronischen EAP deutlich höher.

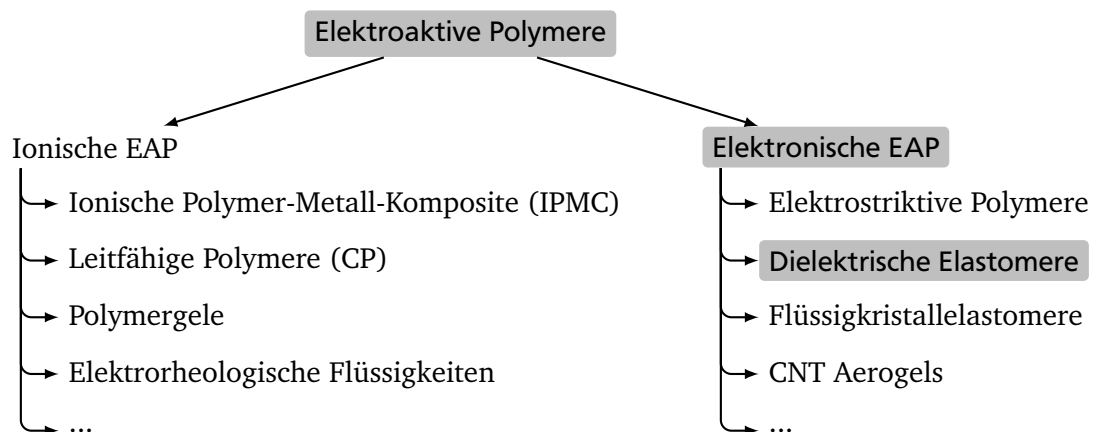


Abbildung 1.1.: Einordnung der dielektrischen Elastomere innerhalb der Gruppe der elektroaktiven Polymere.

Zwei der am häufigsten verwendeten Materialien dieser Gruppe stellen die ionischen Metallkomposite (IPMC) und die leitfähigen Polymere (CP) dar. Die IPMC bestehen aus einem polymeren Elektrolyten zwischen zwei dünnen Metallschichten. Das ionische Polymer ist meist negativ geladen mit frei beweglichen Kationen, die die Ladung ausgleichen. Durch das Anlegen einer äußeren Spannung wandern die Kationen zu der negativ geladenen Elektrode und sorgen so für eine Verbiegung des Kompositmaterials. Bei den leitfähigen Polymeren lagern sich über eine Oxidation Ionen aus einem umgebenden Elektrolyten in das Polymer ein und führen so zu einem Anschwellen des Materials. Diese Oxidation wird über eine Potentialdifferenz zwischen dem leitfähigen Polymer und einer Gegenelektrode im Elektrolyten erreicht. Die am häufigsten verwendeten leitfähigen Polymere sind Polyanilin und Polypyrrol.

Gegenüber den ionischen EAP werden elektronische EAP mit einer möglichst hohen Feldstärke nahe der Durchbruchfeldstärke betrieben. Die Betriebsspannung liegt abhängig von den Materialeigenschaften und der verwendeten Schichtdicke im Bereich von 1 kV bis 20 kV. Mit diesen Aktoren werden geringe Reaktionszeiten, die im Bereich von Millisekunden und darunter liegen, erreicht.

Die wichtigsten Vertreter dieser Gruppe stellen die elektrostriktiven Polymere und die dielektrischen Elastomere dar. Bei den elektrostriktiven Materialien ist der Wirkmechanismus ähnlich zu dem inversen piezoelektrischen Effekt. Durch ein angelegtes elektrisches Feld werden Domänen in dem Material ausgerichtet, was zu einer Verformung führt. Die erzeugte Dehnung ist dabei proportional zum Quadrat des elektrischen Feldes. Einen häufig verwendeten Vertreter dieser Gruppe stellt das Material Polyvinylidenfluorid (PVDF) dar. Der grundlegende Wirkungsmechanismus von dielektrischen Elastomeren basiert auf der Anziehungskraft gegensätzlicher Ladungen. Eine ausführliche Beschreibung der Funktionsweise wird in Kapitel 2 dargestellt.

1.2 BMBF-Förderprojekt INFUNK

Das vom Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) im Zeitraum von 2008 bis 2011 geförderte Projekt „Integration neuartiger Funktions- und Konstruktionswerkstoffe und deren Anwendung in einem miniaturisierten Ventilsystem“ (INFUNK) soll die Anwendungspotentiale der dielektrischen Elastomeraktoren für den Einsatz in der Mikrosystemtechnik aufzeigen. Die im Rahmen dieses Projekts durchgeführte Material- und Technologieentwicklung erfolgt im Hinblick des konkreten Anwendungsfeldes fluidischer Systeme am Beispiel eines miniaturisierten Gasventils für Mikrobrennermodule.

An diesem Demonstrator soll die Leistungsfähigkeit und Systemintegrationsfähigkeit der entwickelten und optimierten Materialsysteme gezeigt werden. Die betrachteten Materialsysteme sind dabei neben den dielektrischen Elastomeren, die im Demonstrator für die Realisierung des Ventilantriebs und der Dichtung dienen, polymerabgeleitete Keramiken, die zur Herstellung eines feuerfesten Ventilsitzes verwendet werden, und beweglicher metallischer Mikrostrukturen, die als Federelemente genutzt werden.

Bei den polymerabgeleiteten Keramiken, die am Fachgebiet Disperse Feststoffe der Technischen Universität Darmstadt erforscht werden, und den metallischen Mikrostrukturen steht die Technologieentwicklung zur Strukturierung im Vordergrund, während bei den dielektrischen Elastomeren zusätzlich eine Materialoptimierung nötig ist, die im Rahmen des Projekts von dem Fraunhofer Institut für Silicatforschung vorgenommen wurde.

Abbildung 1.2 zeigt einen möglichen Aufbau des geplanten Gasventils für einen Mikrobrenner im Querschnitt. Die eingezeichnete Brennkammer dient nur zur Verdeutlichung der Anwendung und wird im Rahmen des Projekts und dieser Arbeit nicht weiter betrachtet. Der keramische Ventilsitz

bildet ein starres Widerlager für die Dichtung des Ventils. Über ein geeignetes Strukturierungsverfahren des polymeren Ausgangsmaterials der Keramik sollen Kanäle und Strukturen für die Düse integriert werden. Dies erfordert eine Strukturierbarkeit im Millimeterbereich bzw. Submillimeterbereich.

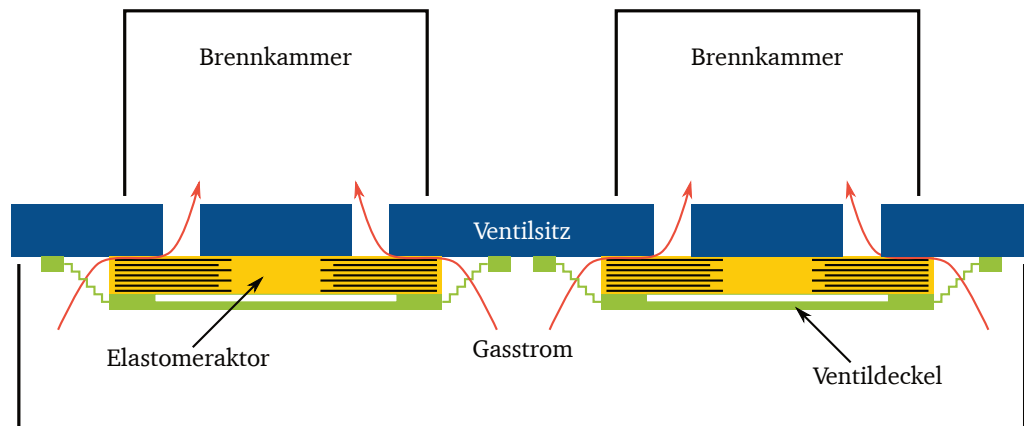


Abbildung 1.2.: Prinzipskizze eines möglichen Aufbaus des Mikroventils bestehend aus einem keramischen Ventilsitz, einem dielektrischen Elastomeraktor und einer metallischen Federstruktur als Ventildeckel.

Als Ventilantrieb sitzt unter dem Ventilsitz ein dielektrischer Elastomeraktor, der den Gasfluss aktiv steuert. Im Elastomermaterial, das gleichzeitig auch als Dichtung verwendet werden kann, sind mehrere aktive Zonen eingebettet, die von passiven Bereichen unterbrochen sind und für eine Stauchung des Materials in Dickenrichtung innerhalb der jeweiligen Zonen sorgen. Im eingeschalteten Zustand wird das Material des Aktors in einer oder mehreren Zonen gestaucht, so dass sich ein Spalt zwischen Aktor und Ventilsitz bildet, durch den das Gas in die Brennkammer einströmen kann.

Die metallische Federstruktur bildet ein wichtiges Funktionselement und sorgt für eine mechanische Vorspannung des Elastomeraktors am Ventilsitz. Zusammen mit dem elastischen Material des Aktors wird so eine Abdichtung des Ventils im ausgeschalteten Zustand erreicht.

1.3 Inhalt und Aufbau dieser Arbeit

In dieser Arbeit steht die Entwicklung des dielektrischen Elastomeraktors für das Mikroventil des Demonstrators im Fokus. Dies umfasst die Modellierung, den Entwurf und die Herstellung des DEA für das Mikroventil und die abschließende Charakterisierung des aufgebauten Demonstrators. Für die Modellierung und den Entwurf wird besonders der Einfluss der mechanischen Randbedingungen, die sich durch die Integration des DEA in ein Mikrosystem ergeben, berücksichtigt.

Eine weitere Anwendung, für die der Einfluss solcher mechanischen Randbedingungen eine Rolle spielt, sind dielektrische Elastomergeneratoren (DEG), die vom prinzipiellen Aufbau identisch zu den DEA sind und zur Umwandlung von mechanischer in elektrische Energie verwendet werden. Für die Energiegewinnung werden diese Generatoren zyklisch durch eine äußere Kraft verformt. Die dazu notwendige Krafteinleitung stellt dabei eine ähnliche mechanische Randbedingung wie im Falle des Mikroventils dar.

Kapitel 2 beschreibt zunächst die grundlegende Funktionsweise der dielektrischen Elastomeraktoren und -generatoren und fasst anschließend den Stand der Forschung und Technik bezüglich

statischer und dynamischer Modellierung, möglicher Bauformen und Herstellungsverfahren von dielektrischen Elastomeraktoren und deren bisherige Verwendung in Ventilen zusammen.

Darauf aufbauend wird in Kapitel 3 ein elektrisch-mechanisch gekoppeltes Modell für dielektrische Elastomeraktoren vorgestellt, wobei im Besonderen die mechanischen Randbedingungen berücksichtigt werden. Die Modellierung erfolgt dabei zuerst getrennt für das mechanische und elektrische Verhalten des Aktors. Über die Wechselwirkung zwischen elektrischer Anregung und mechanischer Verformung bzw. zwischen mechanischer Verformung und Änderung der elektrischen Parameter erfolgt die Kopplung der beiden Teilmodelle. Neben dem statischen Verhalten wird auch der Einfluss der Randbedingungen auf das dynamische Verhalten betrachtet, das besonders für energetische Betrachtungen bei der Verwendung als Generator benötigt wird.

Mit dem Wissen aus dem Modell und den fluidischen Anforderungen an das Mikroventil erfolgt in Kapitel 4 die Auswahl und der Entwurf eines Konzepts für den Gesamtaufbau bestehend aus Ventilsitz, dielektrischem Elastomeraktor und metallischer Federstruktur. Dabei werden Konzepte mit verschiedenen Aktorbauformen betrachtet.

Auf Basis des ausgewählten Konzepts und vorhandener Prozesse zur Herstellung von dielektrischen Elastomeraktoren wird in Kapitel 5 eine Prozesskette mit entsprechenden Einzelprozessen zur Herstellung des Mikroventils entwickelt. Dabei liegt ein Schwerpunkt auf der elektrischen Kontaktierung der Aktoren. Hierzu werden zwei Verfahren näher betrachtet, die mit den Randbedingungen der Anwendung eine Kontaktierung des Aktors im Mikroventil ermöglichen.

Abschließend erfolgt in Kapitel 6 die Charakterisierung der im Rahmen des Projekts entstanden optimierten Materialien und des aufgebauten Mikroventils. Die Druck-Durchfluss-Kennlinie des Ventils wird dazu mit zwei unterschiedlichen Messverfahren bestimmt und mit der aus einem Modell des Ventils erwarteten Kennlinie verglichen. Dabei wird eine gute qualitative Übereinstimmung der berechneten und gemessenen Kennlinien gefunden.

2 Dielektrische Elastomeraktoren

Eine der ersten Veröffentlichungen zu dem Effekt der dielektrischen Elastomeraktoren stammt von RÖNTGEN. In seiner Veröffentlichung [Rön80] von 1880 beschreibt er einen Versuch, bei dem ein vorgespannter Kautschukfilm durch das Aufbringen von elektrischen Ladungen seine Länge ändert. Der beobachtete Effekt ist reversibel. Nach dem Entfernen der Ladungen kehrt der Kautschukfilm wieder in seinen Ursprungszustand zurück.

Als Ursache für diese Längenänderung unter Einfluss eines elektrischen Feldes beschreibt ANDERSON zwei zugrunde liegende Effekte [And86]: Zum einen der Maxwell-Druck oder Maxwell-Spannung, die durch die Anziehung der gegensätzlichen Ladungen auf beiden Seiten des Elastomerfilms entsteht, und zum anderen die Elektrostriktion, die durch die Dehnungsabhängigkeit der Permittivität des Materials verursacht wird. Eine solche dehnungsabhängige Permittivität tritt zum Beispiel bei dem Material Polyvinylidenfluorid (PVDF) und dessen Copolymeren auf. SCHEINBEIM zeigt für dieses Material eine erreichte Dehnung von 3,5 % bei einem elektrischen Feld von $20 \text{ V } \mu\text{m}^{-1}$ [Sch+92]. Neben PVDF weisen auch Polyurethane (PU) einen elektrostriktiven Effekt auf [Su+97]. Der elektrostriktive Effekt macht dabei im Vergleich zum Maxwell-Druck in Abhängigkeit der Temperatur einen Anteil zwischen 40 % und 90 % aus.

Bei Elastomeren, besonders bei schwach vernetzten mit einem kleinen Elastizitätsmodul, überwiegt der Maxwell-Effekt. Diese Materialien verhalten sich oberhalb der Glasübergangstemperatur näherungsweise wie eine Flüssigkeit: Das Elastizitätsmodul ist viel kleiner als das Kompressionsmodul. Die Querkontraktionszahl liegt somit nahe bei $\nu = 0,5$. Nach [KRB99] überwiegt in diesem Fall der Maxwell-Effekt und die Elektrostriktion spielt nur eine untergeordnete Rolle. Mit diesen, auch dielektrische Elastomere genannten, Materialien wurden ab den 1990er Jahren verstärkt Untersuchungen zur Verwendung als Aktor durchgeführt. Ein Großteil dieser ersten Veröffentlichungen zu den dielektrischen Elastomeraktoren stammen von PELRINE, KORNBLUH und HEYDT und entstanden am SRI International. Darin werden unterschiedliche Bauformen der Aktoren und verschiedenste Anwendungsmöglichkeiten aufgezeigt [Pel+01a]. Diese umfassen unter anderem Linearaktoren, optische Blenden, Ventile, Rotationsantriebe und Lautsprecher [Hey+00; Hey+98].

Neuerdings stehen neben der Verwendung als Aktor auch die Möglichkeit, die Kapazitätsänderung der dielektrischen Elastomerwandler als Sensor (z.B. [BKT10; SG09]) oder zur Energiegewinnung zu verwenden im Fokus der Forschung. Die Konzepte zur Energiegewinnung reichen dabei von kleinen in Schuhe integrierte Generatoren [Pel+01b] bis zu großen Meereswellenkraftwerken [Gra+12; Jea+12]. Aufgrund dieser zusätzlichen Anwendungsmöglichkeiten wird anstelle von dielektrischen Elastomeraktor (DEA) auch der Begriff dielektrische Elastomerwandler (DEW) verwendet.

In diesem Kapitel wird zunächst die grundlegende Funktionsweise mit einem einfachen Modell zur Berechnung der statischen Auslenkung erläutert und Erweiterungen dieser Modelle, die nicht-lineares Materialverhalten, dynamische Effekte und elektrische und mechanische Verluste berücksichtigen, vorgestellt. Danach folgt die Beschreibung der verschiedenen Bauformen für dielektrische Elastomerwandler und die benötigten Prozesse zur Herstellung dieser ein- und mehrschichtigen Aktoren. Abschließend werden die bisher mit DEA realisierten Ventilanordnungen vorgestellt.

2.1 Grundlegende Funktionsweise

Die grundlegende Funktion der dielektrischen Elastomeraktoren basiert auf der Anziehungskraft gegensätzlicher Ladungen auf den gegenüberliegenden Elektroden des Aktors. Dieses Prinzip ist in Abbildung 2.1 dargestellt. Neben der Stauchung des Aktors in Richtung des elektrischen Feldes dehnt sich das Material durch dessen Inkompressibilität zusätzlich senkrecht zur Feldrichtung aus.

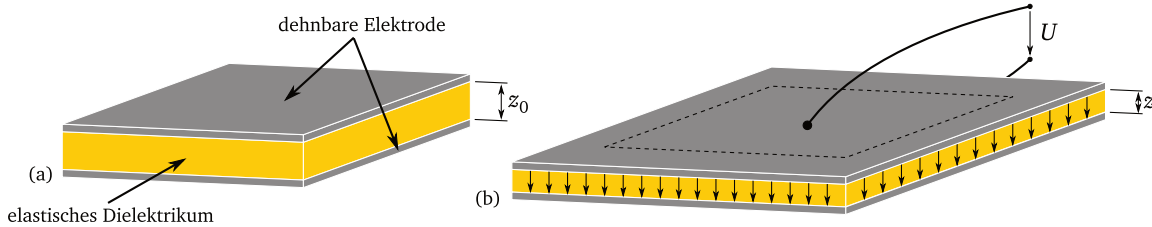


Abbildung 2.1.: Aufbau und Funktionsprinzip eines dielektrischen Elastomeraktors bestehend aus einem Dielektrikum mit beidseitig aufgetragenen dehnbaren Elektroden im Grundzustand (a) und im verformten Zustand (b) nach Anlegen einer elektrischen Spannung.

Die erzeugte Kraft kann aus der im elektrischen Feld des Aktors gespeicherten Energie mit dem Prinzip der virtuellen Verrückung berechnet werden. Mit den Annahmen einer Inkompressibilität des Elastomers, einer ideal dehnbaren Elektrode und einer ungehinderten Verformung des Elastomers ergibt sich für den elektrostatischen Druck folgender Zusammenhang: [KPJ95; PKJ98]

$$p_{el} = \epsilon_r \epsilon_0 E^2 = \epsilon_r \epsilon_0 \left(\frac{U}{z} \right)^2 \quad (2.1)$$

Dabei ist p_{el} der elektrostatische Druck bezogen auf die aktuelle Elektrodenfläche, ϵ_r die Permittivität des verwendeten Elastomers, U die angelegte Spannung und z die aktuelle Dicke der Elastomerschicht. Im Vergleich zur Kraft auf die Elektroden eines Plattenkondensators ist der erzeugte Druck durch die Inkompressibilität des Elastomers um den Faktor zwei größer. Abhängig von der elektrischen Betriebsbedingung des Aktors nimmt der elektrostatische Druck mit zunehmender Stauchung zu (konstante Betriebsspannung), bleibt konstant (konstantes elektrisches Feld) oder nimmt ab (konstante Ladung).

Die erzeugte Stauchung in Feldrichtung ergibt sich aus den mechanischen Eigenschaften des Elastomers. Für kleine Stauchungen kann das Materialverhalten mit dem linearen Hookeschen Gesetz mit konstanten Elastizitätsmodul angenähert werden.

$$\frac{z - z_0}{z_0} = S_z = \frac{T_z}{Y} = \frac{-p_{el}}{Y} \quad (2.2)$$

Für die mechanische Spannung in Feldrichtung wird entsprechend der berechnete elektrostatische Druck eingesetzt. Bei größeren Verformungen muss das nichtlineare Verhalten z.B. über ein entsprechendes hyperelastisches Materialmodell berücksichtigt werden. Im allgemeinen Fall muss zusätzlich die Abhängigkeit des elektrostatischen Drucks von der aktuellen Dicke berücksichtigt werden.

Ist das Elastizitätsmodul groß im Vergleich zum elektrostatischen Druck, kann die Änderung des elektrostatischen Drucks vernachlässigt werden und anstelle der aktuellen Dicke z die Anfangsdicke z_0 zur Berechnung verwendet werden.

$$S_z = \frac{-p_{el}}{Y} = -\frac{1}{Y} \cdot \epsilon_r \epsilon_0 \left(\frac{U}{z_0} \right)^2 \quad (2.3)$$

An dieser Gleichung sind die wichtigsten Einflussparameter auf die erreichbaren Auslenkungen mit diesen Aktoren zu sehen. Dies ist neben der mechanischen Nachgiebigkeit des Elastomers in Form des Elastizitätsmoduls Y die Permittivität ϵ_r des Materials und die maximale Betriebsspannung, die durch die Durchbruchfeldstärke des Materials limitiert ist.

Die entsprechende Dehnung in Querrichtung ergibt sich mit den Annahmen eines konstanten Volumens des Materials $(S_x + 1)(S_y + 1)(S_z + 1) = 1$ und identischer Dehnung in x- und y-Richtung $S_x = S_y$ zu:

$$S_{x,y} = \sqrt{\frac{1}{S_z + 1}} - 1 = \sqrt{\frac{1}{1 - \frac{p_{el}}{Y}}} - 1 \quad (2.4)$$

2.2 Erweiterte Modelle

Für diese einfache Modellbetrachtung der Auslenkung nach Gleichung 2.3 sind einige Annahmen getroffen, wie zum Beispiel das lineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten, die nur für einen eingeschränkten Betriebsbereich gültig sind. Zusätzlich fehlt die Berücksichtigung von elektrischen und mechanischen Verlusten, die besonders für die Beschreibung von dynamischen Vorgängen oder der Verwendung als Generator eine entscheidende Rolle spielen. Im folgenden werden daher die wichtigsten Modelle für das statische und dynamische Verhalten der dielektrischen Elastomeraktoren vorgestellt und deren Anwendung für spezifische Anwendungen und Bauformen gezeigt.

2.2.1 Statisches Verhalten

Einen allgemeinen Ansatz zur Berechnung der Auslenkung, der ohne die Annahmen des einfachen Modells aus Gleichung 2.3 auskommt, haben Suo et al. vorgestellt [Suo10; SZG08; ZS07]. Dieser beschreibt den Zustand des DEA bzw. DEW ausgehend von der freien Energie des Systems unter Einwirkung von externen Kräften und einer Spannungsquelle. Abbildung 2.2 zeigt den schematischen Aufbau. Im Grundzustand hat der DEW die Abmessungen L_i . Im aktuellen Zustand ist der DEW durch die Wirkung von externen Kräfte und einer elektrischen Spannung verformt.

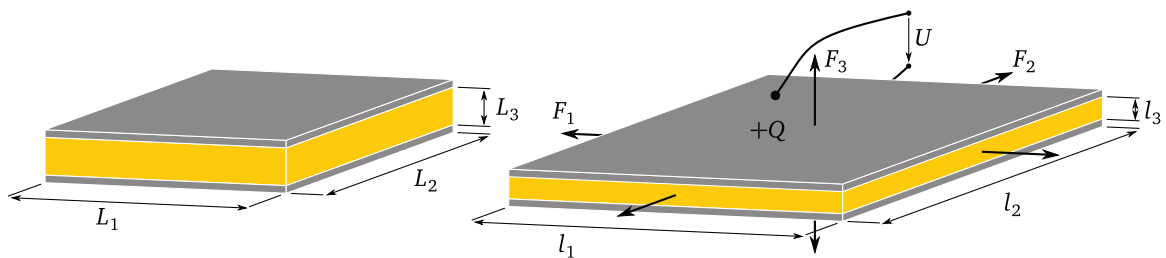


Abbildung 2.2.: Schematische Darstellung eines dielektrischen Elastomeraktors im Grundzustand und unter externen mechanischen Kräften und einer elektrischen Spannung.

Bei einer Änderung der Länge des DEW im aktuellen Zustand um dl_i verrichtet die externe Kraft die Arbeit $F_i dl_i$. Entsprechendes gilt bei einer Änderung der Ladung, wo die Spannungsquelle die Arbeit $U dQ$ verrichtet. Wird die Länge konstant gehalten, kann eine Änderung der Ladung eine Änderung der Kraft hervorrufen. Analog kann bei konstanter Ladung eine Änderung der Länge eine Änderung der elektrischen Spannung erzeugen. Diese Effekte können allgemein über einen thermodynamischen Ansatz beschrieben werden. Unter den Randbedingungen eines isothermen

Vorgangs geht die verrichtete Arbeit in die freie Energie des Systems ein. Die Änderung der freien Energie A ist somit für kleine Änderungen dl und dQ gegeben durch:

$$dA = U dQ + F_1 dl_1 + F_2 dl_2 + F_3 dl_3 \quad (2.5)$$

Der aktuelle Zustand des DEW wird dabei durch die Ladung Q und die aktuellen Abmessungen l_i beschrieben. Die freie Energie des Systems hängt somit nur von diesen Größen ab:

$$A = A(Q, l_1, l_2, l_3) \quad (2.6)$$

Für die weitere Berechnung wird nur ein infinitesimaler Block des DEW betrachtet, so dass die Felder als homogen angenommen werden können. Daher werden die verwendeten Größen durch entsprechende spezifische Größen ersetzt, die mit Ausnahme der freien Energie auf die jeweils aktuellen Abmessungen bezogen sind (die sogenannten „wahren“ Größen). Die Energiedichte des Systems ist definiert als die freie Energie bezogen auf das Volumen: $W = A/L_1 L_2 L_3$. Für die Änderung gilt entsprechend:

$$dW = \frac{dA}{L_1 L_2 L_3} = \frac{U}{L_3} \frac{dQ}{L_1 L_2} + \frac{F_1}{L_2 L_3} \frac{dl_1}{L_1} + \frac{F_2}{L_1 L_3} \frac{dl_2}{L_2} + \frac{F_3}{L_1 L_2} \frac{dl_3}{L_3} \quad (2.7)$$

Mit den Streckungsfaktoren $\lambda_i = l_i/L_i$ folgt für die Längenänderungen:

$$dl_i = L_i d\lambda_i \quad (2.8)$$

Die wahren mechanischen Spannungen sind definiert durch $T_1^{(w)} = F_1/l_2 l_3$, $T_2^{(w)} = F_2/l_1 l_3$ und $T_3^{(w)} = F_3/l_1 l_2$, das wahre elektrische Feld durch $E = U/l_3$ und die wahre Flussdichte durch $D = Q/l_1 l_2$. Die Ladung hängt somit von der Flussdichte und der aktuellen Abmessung ab. Alle diese Größen können sich aufgrund der externen Kräfte und elektrischen Spannung verändern. Daher gilt für die Änderung der Ladung:

$$dQ = l_1 l_2 dD + D l_2 dl_1 + D l_1 dl_2 \quad (2.9)$$

Durch Einsetzen dieser spezifischen Größen in Gleichung 2.5 folgt für die Energiedichte:

$$dW = \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 E dD + \left(T_1^{(w)} + DE\right) \lambda_2 \lambda_3 d\lambda_1 + \left(T_2^{(w)} + DE\right) \lambda_1 \lambda_3 d\lambda_2 + T_3^{(w)} \lambda_1 \lambda_2 d\lambda_3 \quad (2.10)$$

Analog zur freien Energie ist die Energiedichte eine Funktion der elektrischen Flussdichte und der drei Streckungsfaktoren:

$$W = W(D, \lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) \quad (2.11)$$

Für kleine Änderungen von λ_i und D gilt allgemein für die Änderung der Energiedichte:

$$dW = \frac{\partial W}{\partial D} dD + \frac{\partial W}{\partial \lambda_1} d\lambda_1 + \frac{\partial W}{\partial \lambda_2} d\lambda_2 + \frac{\partial W}{\partial \lambda_3} d\lambda_3 \quad (2.12)$$

Durch Gleichsetzen von Gleichung 2.10 und Gleichung 2.12 folgt:

$$\left(\frac{\partial W}{\partial D} - \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 E\right) dD + \left[\frac{\partial W}{\partial \lambda_1} - \left(T_1^{(w)} + DE\right) \lambda_2 \lambda_3\right] d\lambda_1 + \left[\frac{\partial W}{\partial \lambda_2} - \left(T_2^{(w)} + DE\right) \lambda_1 \lambda_3\right] d\lambda_2 + \left(\frac{\partial W}{\partial \lambda_3} - T_3^{(w)} \lambda_1 \lambda_2\right) d\lambda_3 = 0 \quad (2.13)$$

Im Gleichgewichtszustand des dielektrischen Elastomeraktors unter den mechanischen und elektrischen Spannungen werden die Ausdrücke vor den Änderungen zu Null und es folgt für die mechanischen Spannungen und das elektrische Feld:

$$E = \frac{1}{\lambda_1 \lambda_2 \lambda_3} \frac{\partial W(D, \lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)}{\partial D} \quad (2.14)$$

$$T_1^{(w)} = \frac{1}{\lambda_2 \lambda_3} \frac{\partial W(D, \lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)}{\partial \lambda_1} - DE \quad (2.15)$$

$$T_2^{(w)} = \frac{1}{\lambda_1 \lambda_3} \frac{\partial W(D, \lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)}{\partial \lambda_2} - DE \quad (2.16)$$

$$T_3^{(w)} = \frac{1}{\lambda_1 \lambda_2} \frac{\partial W(D, \lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)}{\partial \lambda_3} \quad (2.17)$$

Die elektromechanische Kopplung erfolgt hierbei auf zwei Arten: Zum einen die Kopplung über die Geometrie gemäß Gleichung 2.9 und zum anderen über das Material selber in Form der Energiedichtefunktion. Mit diesem Ansatz können beliebige Materialien mit linearem oder nichtlinearem Verhalten und Dehnungsabhängigkeit einzelner Parameter beschrieben und berechnet werden.

Für den Fall eines idealen dielektrischen Elastomers, bei dem die Permittivität unabhängig von der Dehnung und dem elektrischen Feld ist, kann die Energiedichtefunktion in zwei Komponenten aufgespalten werden: Einen mechanischen und einen elektrischen Anteil. Der mechanische Teil hängt dabei nur von den Streckungsfaktoren λ_i ab. Der elektrische Anteil ist die Energie im elektrischen Feld mit einer konstanten Permittivität des Materials:

$$W(D, \lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) = W_m(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) + \frac{D^2}{2\epsilon} \quad (2.18)$$

Für die mechanische Energiedichte W_m können unterschiedliche Funktionen zur Beschreibung des Materialverhaltens verwendet werden. Ein Überblick der verschiedenen Modelle für hyperelastische Materialien wird in Abschnitt 3.2.3 vorgestellt. Wird weiterhin ein inkompressibles Material $\lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 = 1$ angenommen, ist der Effekt der elektrischen Spannung identisch zu einer wahren mechanischen Spannung in Feldrichtung mit der Amplitude $T_3^{(w)} = -\epsilon E^2$ und entspricht somit dem Ansatz über den Maxwell-Effekt.

Für viele der verwendeten Materialien stimmen die Ergebnisse des Modells unter Annahme eines idealen dielektrischen Elastomers gut mit den experimentellen Ergebnissen überein, so dass ein komplexerer Ansatz mit einer Abhängigkeit der Permittivität von der Dehnung (Elektrostriktion) oder eine Abhängigkeit vom elektrischen Feld nicht benötigt wird. Daher wird in vielen Fällen das elektrische und mechanische Verhalten getrennt modelliert und über den Maxwell-Druck gekoppelt. Somit kann ausgehend vom Maxwell-Druck und einem mechanischen Modell in Form des Hookschen Gesetzes oder eines hyperelastischen Materialmodells das statische Verhalten der dielektrischen Elastomeraktoren berechnet werden.

2.2.2 Dynamisches Verhalten

Zur Beschreibung des dynamischen Verhaltens, das für Anwendungen zur Schwingungsdämpfung, als Lautsprecher oder als vibrotaktiler Display von Bedeutung ist, kommen entsprechende zeitabhängige Modelle zum Einsatz. Ein weiterer Aspekt, der bei der statischen Berechnung nicht berücksichtigt ist, sind die elektrischen und mechanischen Verluste, die bei der Verformung durch das viskoelastische Materialverhalten und durch den elektrischen Widerstand im Betrieb entstehen. Diese Verluste sind besonders für die Anwendung als Generator wichtig.

Die Modellierung dieser dynamischen Effekte erfolgt aufgeteilt in die elektrischen und mechanischen Anteile. Auf der elektrischen Seite erfolgt die Modellierung meistens durch ein einfaches Ersatzschaltbild mit konzentrierten Parametern wie in Abbildung 2.3 dargestellt mit dem Zuleitungswiderstand R_s , der Kapazität des DEA C und dem Widerstand des Dielektrikums R_p . Für rein aktorische Anwendungen werden die Parameter dabei meist als konstant angenommen und die Leitfähigkeit des Dielektrikums vernachlässigt, so dass sich das elektrische Modell zu einem einfachen R-C-Glied reduziert. [Mat10]

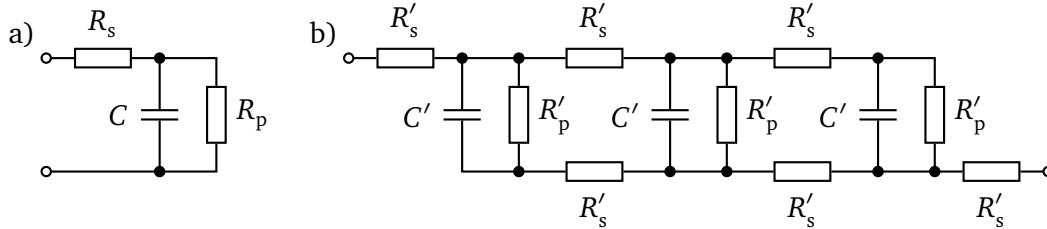


Abbildung 2.3.: Elektrisches Ersatzschaltbild eines dielektrischen Elastomeraktors mit konzentrierten Parametern (a) und mit verteilten Parametern mit drei Gliedern für den Fall der elektrischen Anschlüsse an gegenüberliegenden Enden des Aktors (b).

Neben den Modellen mit konzentrierten Parametern ist für Aktoren mit größeren Elektrodenflächen, bei denen der aktuelle Zustand des Aktors bei dynamischen Vorgängen zusätzlich auch von der Position innerhalb des Aktors abhängt, eine Beschreibung mit verteilten Parametern nötig. Liegt der Widerstand der Elektroden-schicht in der Größenordnung des parasitären Widerstands durch das Dielektrikum, ergibt sich eine inhomogene Spannungsverteilung entlang der Elektrode. Dieser Effekt kann über eine vergrößerte Anzahl von R-CR Gliedern im verteilten Modell berechnet werden. Über die Anzahl und Position der Kontaktierungsstellen kann der Spannungsverlauf homogenisiert werden. Ein Beispiel dazu zeigt KAAL für einen gerollten Aktor in unterschiedlichen Konfigurationen. Das Modell mit konzentrierten Parametern liefert dabei deutlich unterschiedliche Ergebnisse zum verteilten Modell [KHM10]. Eine solche Modellierung ist für Anwendungen mit Betriebsfrequenzen oberhalb der Grenzfrequenz des Tiefpasses im Aktor oder, wenn der parasitäre Widerstand des Dielektrikums in der Größenordnung des Elektroden- und Zuleitungswiderstands liegt, nötig.

Werden die dielektrischen Elastomerwandler als Sensor oder Generator verwendet, muss die Änderung der elektrischen Parameter in Abhängigkeit der mechanischen Verformung berücksichtigt werden: Die Kapazität hängt dabei primär von der Änderung der Geometrie, dem Abstand und der Fläche der überlappenden Elektrodenbereiche ab. Analog wird der aktuelle parasitäre Widerstand aus der Leitfähigkeit des Dielektrikums und dem Verformungszustand berechnet. Zusätzlich berücksichtigt Foo im Modell eine exponentielle Zunahme der Leitfähigkeit in Abhängigkeit des elektrischen Feldes [Foo+12].

$$\sigma(E) = \sigma_0 e^{\left(\frac{E}{E_B}\right)} \quad (2.19)$$

Auf der mechanischen Seite verursacht das viskoelastische Verhalten des Materials eine zeitabhängige Änderung von Spannung und Dehnung. Für die Modellierung sind dabei die beiden Effekte der Abnahme der Spannung bei einem Dehnungssprung und der Zunahme der Dehnung als Reaktion auf einen Spannungssprung von Bedeutung. Der prinzipielle Verlauf dieses Verhaltens ist in Abbildung 2.4 dargestellt.

Um dieses Verhalten nachzubilden, werden in der Literatur unterschiedliche Modelle beschrieben. Diese bestehen im einfachsten Fall aus einer Reihen- bzw. Parallelschaltung von Feder und

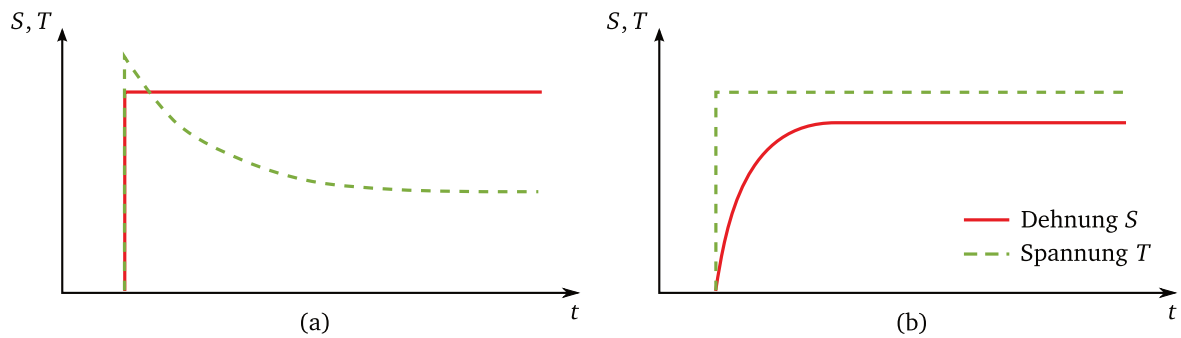


Abbildung 2.4.: Spannungs- und Dehnungsantwort eines viskoelastischen Materials auf einen Dehnungs- (a) bzw. Spannungssprung (b).

Dämpferelementen. Über das Hinzufügen von weiteren Feder-Dämpfer-Gliedern mit unterschiedlichen Zeitkonstanten kann das Materialverhalten über einen größeren Zeit- bzw. Frequenzbereich nachgebildet werden. Dies hat eine große Anzahl von Parametern für das Modell zur Folge. Darüber hinaus kann dieses Verhalten auch über ein fraktionales Element, das die Dehnung über eine fraktionale Ableitung mit der Spannung verknüpft, über einen großen Zeitbereich beschrieben werden [Koe84]. Ein solches Element besitzt nur zwei Parameter, den Grad der Ableitung und einen Proportionalitätsfaktor. Eine weitere Beschreibung dieser Ansätze erfolgt in Abschnitt 3.2.6.

Für das Gesamtmodell werden die beiden Teile des elektrischen und mechanischen Modells gekoppelt. Dies erfolgt, wie bereits beschrieben, zum einen über den Maxwell-Druck als Eingangsgröße des mechanischen Modells, der aus der elektrischen Spannung am Kondensator des elektrischen Modells berechnet wird. Zum anderen beeinflusst die Verformung des Wandlers die Parameter des elektrischen Modells. Die Implementation eines solchen gekoppelten Modells erfolgt beispielsweise in der Umgebung Matlab/Simulink. Beispiele hierfür sind unter anderem die Veröffentlichungen von HACKL, KAAL und GRAF, die jeweils ein solches Modell zur Berechnung des entsprechenden Wandlerverhaltens verwenden. [Gra+10; Hac+05; KHM12]

2.3 Aktorbauformen und deren Anwendungen

Zur Nutzung der erzeugten Verformungen für spezifische Anwendungen sind in der Literatur unterschiedliche Anordnungen der dielektrischen Elastomeraktoren beschrieben. Diese lassen sich nach der verwendeten Verformungsrichtung in zwei Gruppen von Aktoren unterteilen, die entweder den Längseffekt (Stauchung in Feldrichtung) oder den Quereffekt (Ausdehnung senkrecht zur Feldrichtung) ausnutzen. Prinzipiell treten immer beide Effekte auf, genutzt wird in den unterschiedlichen Anordnungen jeweils nur einer. In den Abbildungen 2.5, 2.6 und 2.7 sind eine Auswahl der verwendeten Bauformen von dielektrischen Elastomeraktoren dargestellt.

2.3.1 Aktoren mit Quereffekt

Die Nutzung des Quereffekts erlaubt verschiedene Anordnungen von dielektrischen Elastomeraktoren. Diese umfassen Biegewandler (Abbildung 2.5), Membranaktoren mit In-Plane und Out-Of-Plane Bewegung (Abbildung 2.6) und schlauchartige Aktoren, die im aktuierten Zustand ihre Länge vergrößern (Abbildung 2.5).

Bei den Biegewandlern wird ein DEA auf einer Seite fest mit einem Substrat verbunden. Eine Ausdehnung des DEA führt somit zu einer Verbiegung des Verbunds in Richtung des Substrats. In einer weiteren Anordnung wird das Substrat ebenfalls durch einen DEA ersetzt. In dieser Anordnung ist

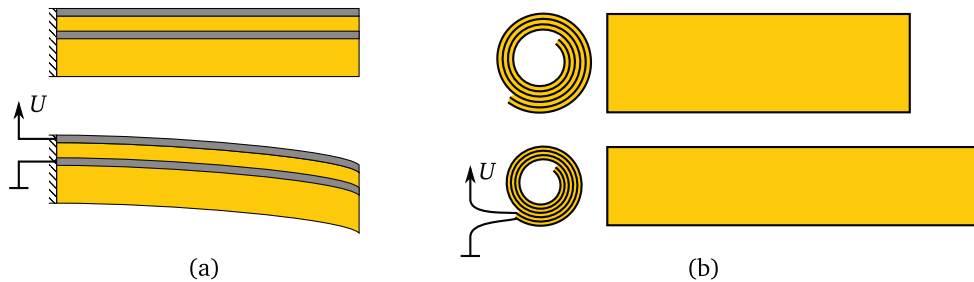


Abbildung 2.5.: Biegewandler (a) und gerollter Aktor (b) mit Ausnutzung des Quereffekts dielektrischer Elastomeraktoren.

durch entsprechende Ansteuerung der beiden DEA eine Auslenkung in beide Richtungen möglich. Die ersten Biegewandler mit dielektrischen Elastomeraktoren wurden von PELRINE et al. vorgestellt [PKJ98]. Dabei wurden beide Anordnungen betrachtet. Die „Unimorph“-Variante erreicht dabei eine Auslenkung von 90° und die „Bimorph“-Anordnung eine Auslenkung von 180° .

Eine große Gruppe stellen die gerollten Aktoren dar. Diese bestehen aus einem langen Aktorfilm, der mindestens aus zwei Elektroden und zwei Dielektrikumsschichten besteht. Das Aufwickeln erfolgt entweder auf einen Federkern, der den Aktor stabilisiert und vordehnt [PKJ98], direkt ohne Wickelkörper [Kov+08] oder auf eine spezielle Spule, die anschließend wieder entfernt wird [KB09]. Die erste kommerzielle Umsetzung solcher gerollten Aktoren stammt von Danfoss Polypower, dabei werden metallische Elektroden auf einen gewellten Silikonfilm aufgebracht und zwei solcher Folien zu einem Aktor aufgerollt [KB09]. Anwendungen für diese Wandler liegen unter anderem im Bereich der Schwingungsunterdrückung [SOJ09] oder im Bereich der Energiegewinnung [Ben+11].

Eine weitere Gruppe von Aktorkonfigurationen stellen die Membranaktoren dar. Diese können nach der erzeugten Bewegung weiter unterteilt werden in „Out-Of-Plane“-Aktoren und „In-Plane“-Aktoren. In beiden Varianten kann mit dem DEA jeweils nur eine Auslenkung in eine Richtung erzeugt werden. Über das Hinzufügen eines zweiten entgegengesetzten DEA kann, analog zu der Bimorph-Struktur bei den Biegewandlern, eine aktive Auslenkung auch in die Gegenrichtung bzw. eine aktive Rückstellung erreicht werden.

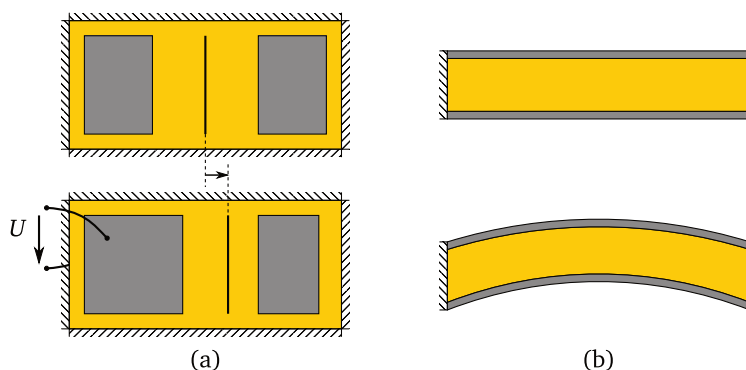


Abbildung 2.6.: Membranaktoren mit In-Plane (a) und Out-Of-Plane (b) Bewegung unter Ausnutzung des Quereffekts dielektrischer Elastomeraktoren.

Die In-Plane-Aktoren bestehen dabei aus meist einem einzelnen vorgedehnten Elastomerfilm, der in einem Rahmen befestigt ist. Elektroden werden in Teilbereichen des Films beidseitig aufgebracht. In der Konfiguration aus Abbildung 2.6b befinden sich die aktiven Aktorbereiche links und

rechts auf dem eingespannten Film. Durch Anlegen der Betriebsspannung an das rechte Elektrodenpaar dehnt sich der Film in diesem Bereich aus und durch die Vordehnung verschiebt sich der mittlere Bereich zwischen den beiden Elektrodenpaaren nach links. Diese Anordnung ermöglicht besonders flache Aufbauten. Ein Beispiel einer kommerziellen Anwendung ist die ViViTouch Technologie¹ von Artificial Muscle Inc., die zur Erzeugung von haptischem Feedback z.B. für Smartphones verwendet wird. [BH10]

Im Bereich der Forschung wurden unterschiedliche Anwendungen vorgestellt und untersucht. Die Gruppe um ANDERSON hat mit dieser Bauform einen Rotationsantrieb mit einer Art Exzentergetriebe realisiert. Über einen Film mit drei bzw. vier im Kreis angeordneten Aktorsegmenten wird dabei über ein in der Mitte des Elastomerfilms befestigtes Zahnrad eine Zahnwelle angetrieben [And+09]. In einem recht neuen Gebiet wird die Eignung dieser Anordnung von dielektrischen Elastomeraktoren zur Reduzierung des Strömungswiderstands an Oberflächen untersucht. Durch eine oszillierende Bewegung der Oberfläche ist dies prinzipiell möglich [GQ13].

Bei den Out-Of-Plane-Aktoren wird ebenfalls ein Elastomerfilm in einem festen Rahmen eingespannt. Im Unterschied zu der In-Plane-Variante erstreckt sich die Elektrode über den kompletten freistehenden Bereich. Dadurch kommt es beim Anlegen einer elektrischen Spannung zu einer Aufwölbung, da die erzeugte Querdehnung nicht durch ein Reduzieren der Vordehnung in unaktuierten Bereichen kompensiert werden kann. Die Richtung der Aufwölbung muss dabei durch entsprechendes Design des Aktors vorgegeben werden. Beispiele für Anwendungen dieser Bauformen umfassen unter anderem taktile Displays [CFD10; Koo+06], Lautsprecher [Hey+00] und Generatoren [Pra+05].

2.3.2 Aktoren mit Längseffekt

Die Nutzung des Längseffekts erfolgt ausschließlich in mehrschichtigen Aufbauten. Um die Betriebsspannung klein zu halten, wird die Dicke der einzelnen Elastomerschichten reduziert und damit auch die absolute Auslenkung. Zur Kompensation werden mehrere Einzelschichten zu einem gestapelten Aufbau zusammengefasst. Dieses Prinzip ist in Abbildung 2.7 dargestellt. Die Unterschiede liegen hierbei primär in den verwendeten Materialien und der Herstellungstechnologie.

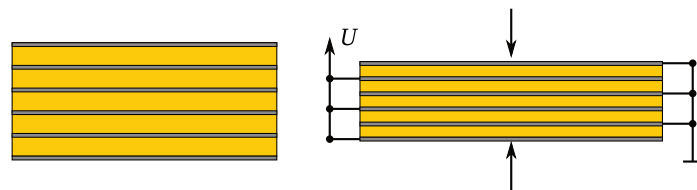


Abbildung 2.7.: Gestapelter dielektrischer Elastomeraktor unter Ausnutzung des Längseffekts.

Durch diesen Aufbau können viele solcher Stapelaktoren parallel in einem Elastomerkörper ohne großen Montageaufwand integriert und parallel gefertigt werden. Dies ermöglicht Anwendungen wie taktile Displays, bei denen viele Aktoren in einem kleinen Bereich benötigt werden [MLS09]. Eine weitere Anwendung, die von der Integration mehrerer Aktoren in einem Elastomerkörper profitiert, stellen peristaltische Pumpen dar [Lot09]. Durch zwei aufeinandergeklebte Aktoren mit jeweils mehreren streifenförmigen Aktorelementen kann eine Kammer zwischen den beiden Pumpenhälften erzeugt werden, die sich bei entsprechender Ansteuerung der Einzelaktoren entlang des Aufbaus bewegt und so ein Fluid in Bewegung versetzt.

¹ <http://www.vivitouch.com>

Weitere Anwendungen von diesen gestapelten Elastomeraktoren liegen im Bereich der Schwingungsdämpfung [KH13; KLS11] oder als Ersatz für normale Aktoren, zum Beispiel im Bereich der Ventilansteuerung [Gio12].

2.4 Herstellung von dielektrischen Elastomeraktoren

Die Herstellung von dielektrischen Elastomeraktoren kann im wesentlichen in drei Einzelschritte unterteilt werden: Die Herstellung des dielektrischen Films, das Aufbringen einer leitfähigen Schicht auf diesen Film und die anschließende elektrische Kontaktierung der beiden Elektroden. Für den Aufbau von mehrschichtigen Aktoren kommt der Prozess zum Stapeln der einzelnen Schichten hinzu.

2.4.1 Elastomerfilm

Das Elastomer wird dabei entweder in Form einer vorgefertigten Folie oder in Form von flüssigen Komponenten verwendet. Bei den vorgefertigten Folien wird im Besonderen das kommerziell erhältliche Acryl Klebeband „VHB 4910“ bzw. „VHB 4905“ von 3M eingesetzt. Aufgrund der Dicke von 0,5 mm bzw. 1 mm wird dieses Material mechanisch vorgedehnt, um die Dicke und somit die Betriebsspannung des Aktors zu reduzieren. Der gedehnte Film wird auf einem stabilen Rahmen fixiert und die Elektrode auf beiden Seiten aufgetragen. PELRINE et al. haben mit diesem Aufbau die erreichbaren Auslenkungen von verschiedenen Materialien mit einem kreisförmigen und einem länglichen Aktorbereich verglichen. Dabei wies das Material „VHB 4910“ mit einer Vordehnung von 300 % die höchste Auslenkung auf. [Pel+00]

Die Verarbeitung der flüssigen Elastomerkomponenten ermöglicht die Herstellung von Elastomerfilmen mit speziellen Eigenschaften für den Betrieb als dielektrische Elastomerwandler. Ein Beispiel dafür ist der Elastomerfilm mit einer wellenförmigen Oberfläche, der von Danfoss Polypower hergestellt und verwendet wird. Der Aufbau dieses Films ist in Abbildung 2.8 dargestellt. Diese Wellenstruktur erhöht die Oberfläche pro Längeneinheit der Folie. Wird das Material aufgrund des Maxwell-Drucks gedehnt, bleibt die Oberfläche konstant, nur die Länge der Wellenstruktur ändert sich. Dies erlaubt die Verwendung von steifen gut leitfähigen Metallschichten als Elektroden. Die Herstellung dieser Folien erfolgt über eine strukturierte Trägerfolie auf die über Tiefdruck oder über eine Schlitzdüse das unvernetzte Elastomer aufgetragen wird. Nach dem Trocknen und Ablösen von dem Träger ergibt sich ein Elastomerfilm mit einer einseitig gewellten Oberfläche. Die Dicke einer solchen Folie liegt bei etwa $39\mu\text{m}$ mit einer Wellenlänge von $5\mu\text{m}$. Zwei solche Folien werden zusammen laminiert und bilden die eigentliche Elastomerfolie für den weiteren Aktoraufbau. [KB09]

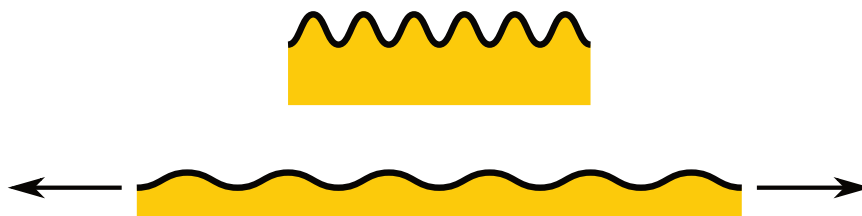


Abbildung 2.8.: Elastomerfolie mit gewellter Oberfläche und aufgesputterter Elektrode.

Weiterhin können auch Verfahren wie Gießen, Drucken, Rakeln und Schleudern zum Herstellen der dielektrischen Elastomerfilme verwendet werden. Ein Beispiel für ein Gießverfahren beschreibt CARPI zur Herstellung eines Elastomerfilms für eine gefaltete Stapelanordnung. Dabei wird das flüssige Elastomer in eine Form gegeben und anschließend durch Zufuhr von Wärme vernetzt. Die

Dicke des Elastomerfilms liegt dabei zwischen 0,5 mm und 0,8 mm [CD07]. Gedruckte Schichten können mit deutlich geringeren Dicken hergestellt werden. CHUC et al. beschreiben ein Verfahren, bei dem die flüssigen Elastomerkomponenten über einen automatischen Dispenser hergestellt werden. Die minimale Schichtdicke liegt dabei bei etwa $15\text{ }\mu\text{m}$. Für die hergestellten Aktoren wird eine Schichtdicke von $60\text{ }\mu\text{m}$ für das Dielektrikum und von $20\text{ }\mu\text{m}$ für die Elektroden-schicht verwendet [Chu+07].

Eine Herstellung von Elastomerfilmen über ein Schleuderverfahren mit einer Schichtdicke bis hinunter zu einem Mikrometer wird bereits von PELRINE et al. 1998 beschrieben [PKJ98]. Eine erste Integration eines solchen Schleuderprozesses in eine Anlage zur automatischen Herstellung gestapelter Aktoren wird von JUNGSMANN vorgestellt [Jun04] und von LOTZ und MATYSEK weiterentwickelt [Lot09; Mat10]. Die Dicke wird dabei über die Parameter des Schleuderprozesses wie Drehzahl, Dauer und Beschleunigung eingestellt und liegt für das verwendete Material „Elastosil P7670“ von Wacker Silicones im Bereich von $5\text{ }\mu\text{m}$ bis $100\text{ }\mu\text{m}$. In einem anschließenden Prozess wird das Elastomer thermisch vernetzt. Einen ähnlichen Prozess verwendet Koo zur Herstellung eines Aktorarrays für taktile Anwendungen [Koo+06]. Die Herstellung der Elastomerfilme erfolgt analog über einen Schleuderprozess mit anschließender thermischer Vernetzung. Als Silikon wird das Material „Nusil CF-2186“ verwendet. Für das Display werden Aktoren aus acht Schichten mit einer Schichtdicke von jeweils $20\text{ }\mu\text{m}$ hergestellt.

2.4.2 Elektroden

Die Elektroden für diese Aktoren müssen eine gute elektrische Leitfähigkeit aufweisen, die auch bei den erzeugten Dehnungen erhalten bleibt. Zusätzlich dürfen die mechanischen Eigenschaften des Elastomers nicht zu stark von den Elektroden beeinflusst werden. Daher werden leitfähige Partikel als Elektrodenmaterial verwendet. Die verbreitetste Form solcher Elektroden sind Graphitpulver oder -pasten und leitfähige Ruße. Die Größe der einzelnen Partikel liegt in der Größenordnung von wenigen Mikrometern. Einen Vergleich dieser unterschiedlichen Materialien wurde 2003 von CAPRI durchgeführt [Car+03]. Diese Materialien werden entweder direkt als Pulver [Kov+09; Ran+08; Sch+05] oder in einer Elastomermatrix [Bös11; CD07; Hey+00] auf den Elastomerfilm aufgetragen. Durch die einzelnen leitfähigen Partikel, die sich zueinander verschieben können, wird bei diesen Elektroden eine geringe mechanische Steifigkeit erreicht. Die Leitfähigkeit solcher Schichten ist abhängig von den verwendeten Materialien, der Technologie zum Auftragen und der Schichtdicke und liegt im Bereich von $1\text{ k}\Omega/\square$ bis $100\text{ k}\Omega/\square$.

Daneben werden auch metallische Partikel als Elektrodenmaterial verwendet. Ein Beispiel sind Kupfer- und Silberpartikel, die in eine Elastomermatrix eingebettet und auf den Elastomerfilm aufgetragen werden. Bei einer Schichtdicke von $17\text{ }\mu\text{m}$ wird mit diesem Material ein Schichtwiderstand von $6\text{ }\Omega/\square$ erreicht, der deutlich unter dem von Graphitelektroden liegt. [BU13]

Auch bei diesen gut dehnbaren Elektrodenmaterialien sollte die Dicke der Elektroden deutlich dünner im Vergleich zur Dicke des Elastomerfilms sein, da das passive Material der Elektroden-schicht keinen Beitrag zur Gesamtverformung des Aktors liefert. Der Anteil der Elektrodendicke sollte daher kleiner als 10 % sein, um die Aktorauslenkung um maximal 9 % zu reduzieren. Idealerweise ist der Anteil an der Gesamtdicke deutlich geringer. [Mat10]

Eine dünne Elektrodenschicht mit guter Leitfähigkeit wird mit einer durchgehenden metallischen Elektrode möglich. Diese können unter anderem durch Bedampfen oder Sputtern hergestellt werden. Mit solchen Elektroden sind normalerweise nur Dehnungen von etwa 2 % möglich, bevor sich Risse bilden und somit die Leitfähigkeit stark abnimmt [BP10]. Um dieses Problem zu umgehen, werden verschiedene Ansätze verfolgt. Zum einen kann die Elektrode auf einen vorgedehnten Film aufgebracht werden. Beim Entspannen des Films bildet sich eine gewellte Oberfläche. Dieser Film

kann bis zur anfänglichen Dehnung ohne Zerstörung der Elektrode verformt werden. LACOUR erreicht mit einem solchen Vorgehen eine maximale Dehnung von 20 % bei einer Goldelektrode mit einer Dicke von 25 nm. [Lac+04]

Eine weitere Möglichkeit besteht in der Vorstrukturierung des Elastomerfilms mit einer wellenförmigen Oberfläche, wie bereits bei der Herstellung der Elastomerfilme gezeigt. Auf diese in Abbildung 2.8 gezeigten Folien wird eine Silberschicht mit einer Dicke von 100 nm aufgesputtert. In Richtung der Wellenstruktur ist damit eine Dehnung von 80 % ohne Zerstörung der Elektroden-schicht möglich. [BKT10; KB09]

Auch ohne eine wellenförmige Oberfläche des Elastomerfilms kann die Dehnbarkeit metallischer Elektroden durch ein optimiertes Sputterverfahren erhöht werden. Dazu werden die Parameter des Prozesses so gewählt, dass sich eine kleine Korngröße der abgeschiedenen Schicht ergibt. So bleiben die Abstände der einzelnen Körner unter Dehnung gering und die Leitfähigkeit bleibt länger erhalten. Bei einer 50 nm dicken Silberschicht mit einer mittleren Korngröße von 12 nm erreicht HABRARD dabei Dehnungen bis über 10 %. [HPK12].

Neben dem Aufdampfen und Sputtern wird auch das Verfahren der Ionenimplantation zur Herstellung von Elektroden verwendet. ROSSET et al. stellen mit diesem Verfahren dielektrische Elastomere her, bei denen Gold, Palladium, Titan oder Kupferionen 50 nm tief in den Elastomerfilm implantiert werden. Die Strukturierung der Elektrode kann dabei entweder über eine Schattenmaske oder über einen Photolithographie-Prozess erfolgen. Die erreichten Schichtwiderstände liegen in Abhängigkeit von der Dosis der implantierten Ionen im Bereich unter 1 k Ω . Die Kontaktierung dieser Schichten erfolgt über aufgesputterte Kontaktfelder aus Gold. [Ros+09a]

2.4.3 Von den Einzelschichten zum kompletten Aktor

Mit den Verfahren zur Herstellung eines Elastomerfilms und den Verfahren zum Aufbringen einer leitfähigen Elektrode können dielektrische Elastomere hergestellt werden. Den einfachsten Fall stellen einschichtige Membranaktoren dar. Hierbei wird der Elastomerfilm auf einem Rahmen befestigt und beidseitig mit einer Elektrode versehen. Die Kontaktierung erfolgt hierbei im Bereich des Rahmens meist durch Andrücken einer Metallfolie auf die Elektroden.

Gerollte Aktoren werden durch das Aufwickeln einer geeigneten Aktorfolie auf eine Welle erzeugt. Die Folie muss dabei mindestens aus zwei Elektroden und zwei Elastomerfilmen bestehen, damit sich beim Aufrollen die beiden Elektroden nicht berühren. Für die Herstellung der gerollten Aktoren von Danfoss Polypower werden zunächst einseitig gewellte Silikonfilme auf der strukturierten Seite mit einer Elektrode beschichtet. Zwei dieser Folien werden entweder mit den glatten Seiten zusammengefügt und zwei solcher Folienverbünde zu einem Aktor aufgerollt, oder die gewellte Seite wird mit der glatten verbunden und anschließend aufgerollt. Die beiden Konfigurationen sind in Abbildung 2.9 dargestellt. Der elektrische Anschluss erfolgt über eine punktförmige Verbindung mit einer Flexleiterplatte an beiden Enden. [TKB09]

Zur Herstellung von gestapelten Aktoren sind in Abhängigkeit der verwendeten Elastomerfilmherstellung unterschiedliche Verfahren möglich: KOVACS beschreibt ein Verfahren bei dem zunächst auf eine vorgedehnte VHB Folie Elektrodenstrukturen aus Graphit aufgebracht werden. Anschließend werden die einzelnen Aktorelemente aus der Folie ausgestanzt und zu einem Stapel zusammengeführt. Die Zuleitung der Einzelschichten wird dabei abwechselnd zu entgegengesetzten Seiten herausgeführt. Die Kontaktierung erfolgt an den entsprechenden Seiten des Stapelaktors, die zuvor ebenfalls mit Graphit beschichtet werden. [KD09]

Anstelle des Ausstanzens der Aktorfolie und anschließendem Stapeln besteht eine weitere Variante in dem Falten einer beidseitig leitfähig beschichteten langen Folie. Das Prinzip ist in Abbildung 2.10

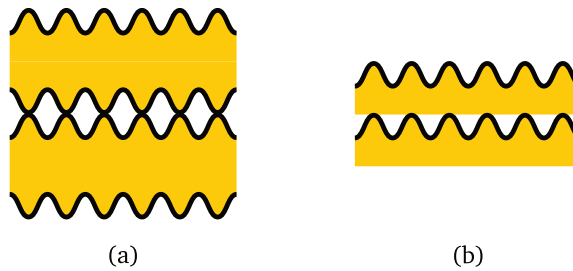


Abbildung 2.9.: Folienkonfigurationen für gerollte dielektrische Elastomeraktoren am Beispiel der Aktoren von Danfoss Polypower aus zwei beidseitig beschichteten Folien (a) oder aus zwei einseitig beschichteten Folien (b).

dargestellt. Hierbei können die Aktoren entweder aus einem langen Film, der mehrfach gefaltet wird [CD07], oder aus mehreren kürzeren Folien, die jeweils einzeln gefaltet und anschließend aufeinander gestapelt werden [Chu+07], hergestellt werden. Nachteilig bei diesem Verfahren ist die lange Elektrode, durch die es bei höher frequenter Anregung zu einem deutlichen Spannungsabfall entlang der Elektrode kommt und somit zu einer inhomogenen Deformation. Durch das Falten entfällt der passive Rand zur elektrischen Isolation auf zwei Seiten des Stapels und es kann dadurch eine höhere Auslenkung erreicht werden im Vergleich zu einem normalen gestapelten Aufbau mit passivem Rand. [Chu+07]

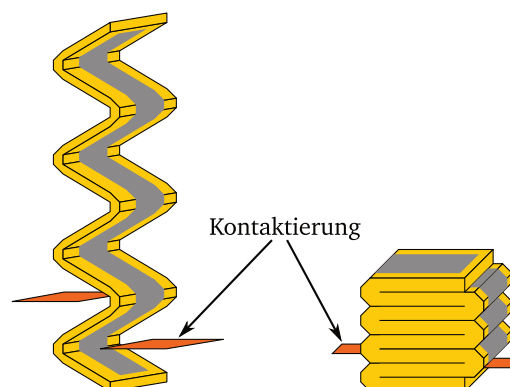


Abbildung 2.10.: Falten einer beidseitig leitfähig beschichteten Elastomerfolie zum Herstellen eines dielektrischen Elastomerstapelaktors (nach [CD07]).

Weitere Verfahren zum Herstellen von Stapelanordnungen mit fertigen Folien stellen Rolle-zu-Rolle-Prozesse dar. Dabei wird die Folie von einer Rolle abgewickelt, mit einer strukturierten Elektrodenschicht versehen und anschließend wieder aufgewickelt. Abbildung 2.11 zeigt schematisch den Ablauf. RANDAZZO beschreibt ein erstes halbautomatisches Verfahren mit dem Klebeband VHB von 3M als Elastomermaterial. Beim Aufrollen wird die Rolle in bestimmten Positionen angehalten und über eine Schattenmaske eine Elektrode aus einer Graphitsuspension aufgetragen. Nach dem vollständigen Aufwickeln werden die Aktorstapel manuell aus der Rolle herausgeschnitten. Die Kontaktierung erfolgt am Rand der Stapel, der ebenfalls mit dem Elektrodenmaterial beschichtet wird und Drähte daran fixiert werden [Ran+08]. In neueren Arbeiten erfolgt die Kontaktierung über einen einseitig beschichteten Aktorfilm, der um den Stapel gelegt wird und so die Einzelelektroden seitlich kontaktiert und miteinander verbindet [HTM13].

Bei den Verfahren mit Verwendung des Elastomers im flüssigen Zustand erfolgt die Herstellung der ersten Schicht auf einem Substrat. Diese Schicht wird anschließend vernetzt und mit einer strukturierten Elektrodenschicht versehen. Die folgenden Schichten werden analog zu der ersten pro-

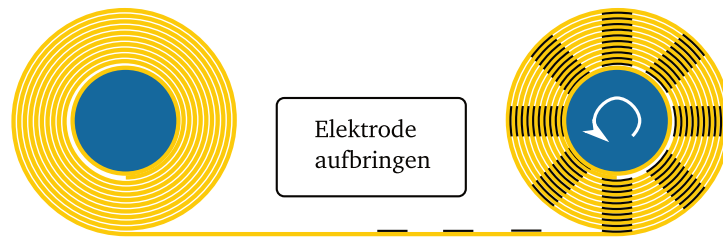


Abbildung 2.11.: Rolle-zu-Rolle-Verfahren zur Herstellung mehrerer Stapelaktoren mit anschließender Vereinzelung (nach [HTM13]).

zessiert. Als Substrat dienen dabei die jeweils vorherigen hergestellten Schichten. Wird nach dem Aufbringen des Elastomers dieses nur teilweise vernetzt, bevor die Elektrodenschicht aufgetragen wird, erlaubt dies eine Vernetzung zwischen den einzelnen Silikonschichten des Aktors. Somit wird eine bessere mechanische Stabilität des Aktors bei Zugspannungen erreicht. [Gra+12]

2.4.4 Vollständiger Herstellungsprozess für gestapelte DEA

Ein Beispiel für die Herstellung gestapelter Aktoren über das Aufschleudern des flüssigen Elastomers ist der von JUNGMAHN entwickelte Prozess [Jun04]. Die Herstellung geschieht dabei in drei sich wiederholenden Schritten. Der Ablauf ist schematisch in Abbildung 2.12 dargestellt.

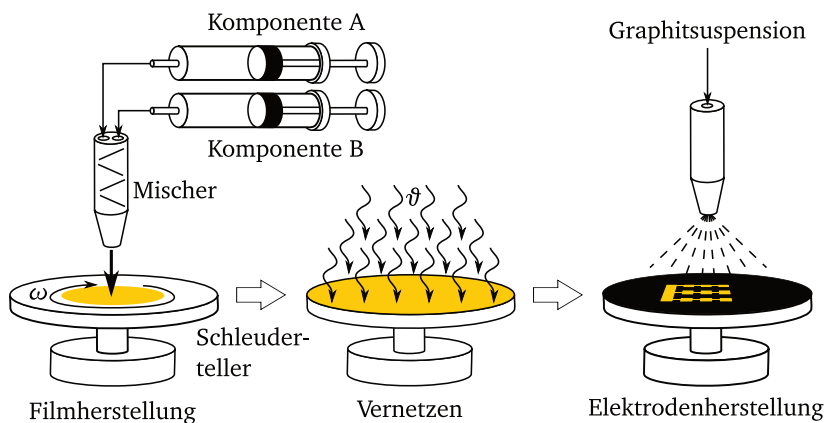


Abbildung 2.12.: Herstellungsprozess für gestapelte dielektrische Elastomeraktoren nach [Jun04] mit drei Schritten: Aufschleudern einer Silikonschicht, thermisches Vernetzen der Schicht und Aufsprühen einer Elektrode aus Graphitpulver.

Im ersten Schritt wird das verwendete zweikomponentige Silikon „Elastosil P7670“ gemischt und auf einen Schleuderteller aufgebracht. Durch einen Schleuderprozess wird eine Schicht mit einer homogenen Dicke hergestellt. Die Dicke liegt, je nach verwendeter Drehzahl, zwischen $5\mu\text{m}$ und $100\mu\text{m}$. Im zweiten Schritt erfolgt eine thermisch beschleunigte Vernetzung des Silikonfilms. Für eine Dauer von ca. 90 s wird der Film mittels zweier IR-Strahler erwärmt und so die Vernetzungsdauer von ca. 30 min bei Raumtemperatur beschleunigt. Die Elektrodenschicht, bestehend aus Graphitpulver, wird im dritten Schritt erzeugt. In einem Sprühprozess wird eine Graphit-Isopropanol-Suspension durch eine Schattenmaske auf den Film aufgesprüht. Die Graphitmenge wird dabei so eingestellt, dass sich ein Schichtwiderstand von $10\text{ k}\Omega/\square$ ergibt. Im Anschluss an die Herstellung des Stapels erfolgt die elektrische Kontaktierung. Hierzu werden in den Zuleitungs-

bereichen Kupferlitzen durch den Stapel hindurchgesteckt, die die einzelnen Elektrodenschichten kontaktieren und miteinander verbinden.

Dieses Verfahren stellt im Rahmen dieser Arbeit die Grundlage für die Herstellung des Aktors im Mikroventil dar. Allerdings ist besonders die Kontaktierung nicht für die Verwendung zur Integration der Aktoren in ein Mikrosystem verwendbar und muss an die entsprechenden Rahmenbedingungen des Mikroventils angepasst werden.

2.5 Ventile mit DEA

Mit den beschriebenen Aktorbauformen und Herstellungstechnologien wurden bereits unterschiedliche Ventile als Demonstratoren der Technologie realisiert. Ein erstes Proportionalventil auf Basis der Out-Of-Plane-Bewegung wird als Beispiel für die vielfältigen Einsatzmöglichkeiten dieser „Universal Muscle Actuators“ vom SRI vorgestellt [Bon+06]. Abbildung 2.13 zeigt den schematischen Aufbau des Ventils. Der Aktor arbeitet dabei gegen eine Feder. Im Normalzustand ist das Ventil geschlossen. Durch Anlegen einer Spannung nimmt die Kraft des Aktors in Richtung der Ventilöffnung ab und der Arbeitspunkt zwischen Ventil und Federkraft verschiebt sich nach oben, so dass das Ventil öffnet [Ros+08a].

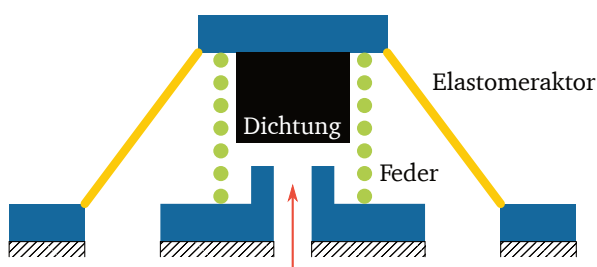


Abbildung 2.13.: Schematischer Aufbau des Ventils von SRI (nach [Ros+08a]).

Von Festo wurde ein 2/2-Wegeventil mit dielektrischen Elastomeraktoren aufgebaut. Der Aktor selbst besteht aus 170 Schichten mit einer Schichtdicke des Dielektrikums von etwa $70\mu\text{m}$ und einer Gesamthöhe von 12 mm und wurde an der EMPA² aus dem Material VHB-4910 für das Dielektrikum und Graphitpulver für die Elektrode hergestellt [Gio12]. Der prinzipielle Aufbau des Ventils ist in Abbildung 2.14 dargestellt. Der DEA wird beim Zusammenbau des Ventils mechanisch vorgespannt, so dass er im Normalzustand die Einlassöffnung verschliesst. Variationen dieser Vorspannung haben einen großen Einfluss auf die Kennlinie zwischen angelegter Spannung und erreichtem Durchfluss des Ventils. Daher muss im Gehäuse durch geeignete Maßnahmen für eine konstante Vorspannung des DEA gesorgt werden.

Bei einem Eingangsdruck von 3 bar werden Durchflüsse von bis zu 20 l min^{-1} erreicht. Die Kennlinien von vier identischen Aufbauten variieren jedoch in der benötigten Ansteuerspannung für den maximalen Durchfluss zwischen 1000 V und 1500 V. Als Ursachen werden Unterschiede in der Aktorhöhe und Turbulenzen innerhalb des Ventils vermutet.

Eine Aktoranordnung, die für integrierte miniaturisierte Ventile geeignet ist, wird von MAFFLI et al. vorgestellt [MRS13]. Abbildung 2.15 zeigt den Aufbau dieser Aktoranordnung. Dabei wird ein Elastomerfilm einseitig mit einer Elektrode versehen und auf eine Kanalstruktur in einem Wafer aufgebracht. Die Gegenelektrode des DEA stellt das Substrat dar. Durch Anlegen einer Spannung zieht sich der Film an das Substrat und führt zu einem Verschließen des Kanals.

² Eidgenössische Material Prüfanstalt, Dübendorf, Schweiz

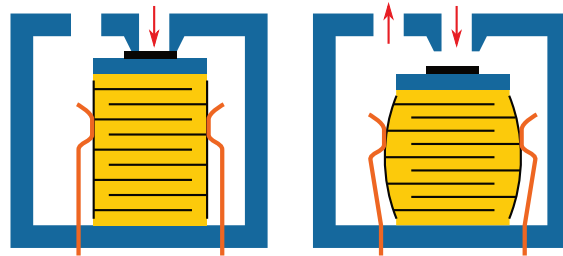


Abbildung 2.14.: Schematischer Aufbau des Ventils von Festo (nach [Gio12]).

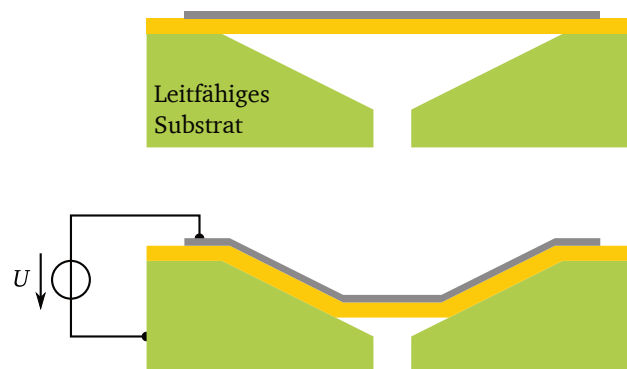


Abbildung 2.15.: Schematischer Aufbau des Ventils von MAFFLI et al. (nach [MRS13]).

3 Modellierung von DEW

Mit den im vorigen Kapitel vorgestellten Modellen können die Verformungen von dielektrischen Elastomerwandlern (DEW) für den Fall eines homogenen Spannungszustands berechnet werden. Dabei wird das mechanische Verhalten des Elastomers entweder über einen konstanten E-Modul oder über eine Energiedichtefunktion beschrieben. Um einen homogenen Spannungszustand zu erhalten, muss der elektrostatische Druck für eine Berechnung auf die komplette Fläche des Wandlers wirken und die Verformung darf nicht partiell durch mechanische Randbedingungen behindert werden.

Für Anwendungen in der Mikrosystemtechnik treffen diese Annahmen nur eingeschränkt zu. Durch die feste mechanische Ankopplung des Wandlers an weitere Komponenten des Gesamtsystems, ist eine ideale laterale Verformung nicht möglich. Diese äußeren mechanischen Randbedingungen beeinflussen zum einen die mechanische Kennlinie des Wandlers und zum anderen durch die veränderte Verformung auch die elektrischen Eigenschaften des Wandlers. Auch bei der Verwendung der DEW als Generator beeinflussen die Randbedingungen durch die seitliche Krafteinleitung die mechanischen und elektrischen Parameter für das statische und dynamische Verhalten.

Unter der Annahme, dass das elektrische Feld außer der Erzeugung der elektrostatischen Anziehungskraft keinen Einfluss auf die mechanischen Materialeigenschaften hat, kann die Modellierung der Wandler getrennt für das elektrische und mechanische System erfolgen. Die Kopplung erfolgt dabei zum einen über den elektrostatischen Druck, der vom jeweiligen elektrischen Feld erzeugt wird, und zum anderen über die Veränderung der Kapazität und Widerstände durch die mechanische Verformung des Wandlers.

Im Folgenden werden daher das mechanische und elektrische Modell getrennt voneinander für den statischen und dynamischen Fall aufgestellt und im Anschluss zu einem gekoppelten elektromechanischen Modell verbunden. Dabei steht der Einfluss der mechanischen Randbedingungen auf die Modellparameter im Vordergrund.

3.1 Randbedingungen

Je nach Zielanwendung für die dielektrischen Elastomerwandler werden diese in verschiedenen Systemen eingesetzt. Dabei unterscheiden sich die mechanischen Randbedingungen unter denen der Wandler betrieben wird. In Abbildung 3.1 ist der Unterschied der Verformung für eine lateral frei bewegliche und eine lateral fixierte Probe dargestellt. Das entsprechende Spannungs-Dehnungs-Diagramm zeigt Abbildung 3.2. Die Kennlinie der reibungsfreien Verbindung ist aus den Ergebnissen eines biaxialen Zugversuchs unter der Annahme eines konstanten Volumens berechnet (siehe Abschnitt 3.2.1). Die Messung zu der Kennlinie mit fester Verbindung zwischen Krafteinleitung und dem Elastomerwandler ist in Abschnitt 3.2.4 beschrieben. Wie erwartet erscheint die lateral festgebremste Probe trotz identischen Materials in der Messung steifer. Für genaue Aussagen über z.B. die mechanische Energie oder die Auslenkung eines Wandlers müssen die Einflüsse dieser mechanischen Randbedingungen berücksichtigt werden.

Für freistehende Anwendungen, die keine feste mechanische Ankopplung an ein anderes System aufweisen, spielen die Einflüsse möglicher mechanischer Randbedingungen keine Rolle. Bei Anwendungen, die eine Kopplung mit der Umgebung aufweisen, wie z.B. bei einer peristaltischen

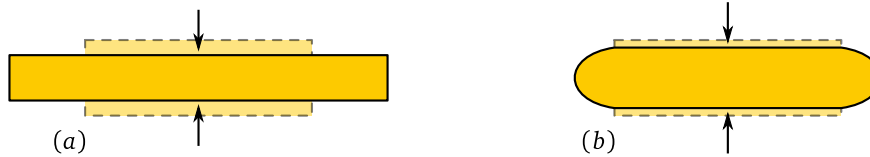


Abbildung 3.1.: Verformung eines idealen Elastomers mit frei beweglichen Oberflächen (a) und mit festgebremster Ober- und Unterseite durch steife Elektroden oder eine feste Einspannung (b).

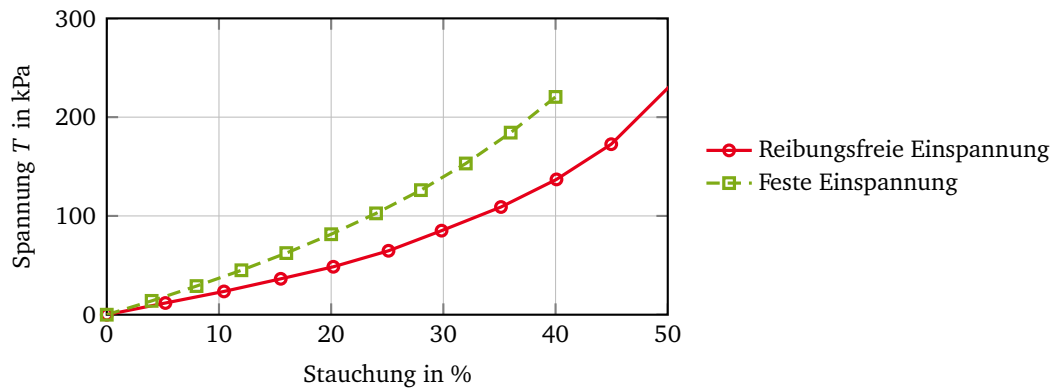


Abbildung 3.2.: Gemessene Spannungs-Dehnungs-Kennlinien für die uniaxiale Kompression mit einer reibungsfreien bzw. festen Verbindung zwischen Krafteinleitung und Elastomerwandler für eine Probenhöhe von 6 mm und einem Durchmesser von 12 mm.

Pumpe der Druck des Fluids [LMS09] oder bei einem haptischen Display die Impedanz des menschlichen Fingers [Jun04], müssen diese in der Modellierung entsprechend berücksichtigt werden.

Wird ein gestapelter Wandler als Aktor oder Generator verwendet, ist eine Krafteinkopplung an beiden Enden des Wandlers nötig. Die Schichten nahe des Ankopplungsbereichs sind in der Verformung stark beeinflusst und verändern somit die mechanischen und elektrischen Eigenschaften während der Verformung. [Kov+09]

Bei der geplanten Verwendung als Aktor für ein Mikroventil, wie in Abbildung 1.2 dargestellt, ist die Verformung durch eine partiell feste Verbindung zum Ventilsitz auf der einen Seite, und durch Federstrukturen, die den nötigen Schließdruck erzeugen, auf der anderen Seite behindert. Ähnliche Randbedingungen sind bei dem Ventil von Festo (siehe Abbildung 2.14) zu erkennen. Dabei ist der Aktor beidseitig lateral fixiert. Diese Effekte müssen für die Berechnung der Auslenkung und somit der Kanalöffnung berücksichtigt werden.

Neben der Ankopplung der Wandler an die Umwelt stellen auch die Elektroden-schichten innerhalb der Wandler eine Beschränkung der lateralen Ausdehnung und damit eine Veränderung der Materialeigenschaften im Vergleich zum reinen Dielektrikum dar. Dies trifft im Besonderen auf die Verwendung von festen metallischen Elektroden zu. [KHM12; Weh12]

Der Einfluss dieser Randbedingungen ist im Allgemeinen nicht direkt analytisch beschreibbar. Daher wird für die Berücksichtigung dieser Effekte auf eine zweistufige numerische Simulation zurückgegriffen. In der ersten Stufe werden die Kennlinien für die einzelnen elektrischen und mechanischen Parameter für die konkreten mechanischen Randbedingungen bestimmt. Mit die-

sen Kennlinien als Basis wird in der zweiten Stufe das gekoppelte elektro-mechanische Verhalten simuliert.

3.2 Mechanisches Modell

Das mechanische Verhalten des Wandlers wird primär von den Eigenschaften des Elastomers bestimmt, da dieses den größten Teil des Volumens ausmacht. Elastomere bestehen aus chemisch weitmaschig untereinander verbundenen Makromolekülen. Unter Einwirkung einer mechanischen Kraft werden die einzelnen Molekülketten gestreckt bzw. gestaucht. Die auftretende Verformung kann in drei Anteile untergliedert werden: [Ehr11]

elastische Verformung durch Abstandsänderung von Atomen und Valenzwinkelverzerrungen.

viskoelastische Verformung zeitabhängige Verformung durch eine Streckung und Ausrichtung der einzelnen Molekülketten.

viskose Verformung durch irreversible Verschiebung der einzelnen Makromoleküle zueinander.

Bei Elastomeren ist der irreversible viskose Anteil vernachlässigbar. Das Verhalten ergibt sich aus der Überlagerung des elastischen und viskoelastischen Anteils. In Abbildung 3.3 ist das resultierende mechanische Ersatzschaltbild dargestellt. Der elastische Anteil ist dabei über ein einzelnes Federelement und der viskoelastische Anteil über die Reihenschaltung eines Federelements mit einem Dämpfer dargestellt. Dieses auch Standard-Festkörper-Modell genannte Ersatzschaltbild bildet neben der statischen Kennlinie auch die viskoelastischen Effekte des Relaxierens und Kriechens des Materials ab.

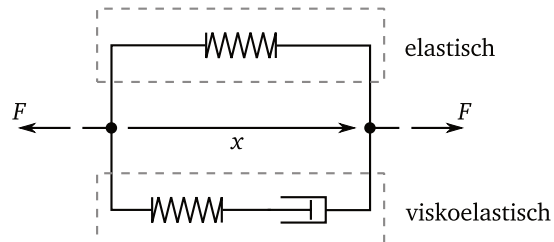


Abbildung 3.3.: Mechanisches Ersatzschaltbild des Wandlers mit elastischem und viskoelastischem Anteil.

Eine weitere Eigenschaft von Elastomeren ist ihr großes Kompressionsmodul im Vergleich zum E-Modul. Sie weisen eine Querkontraktionszahl von $\nu > 0,49$ auf und können somit als inkompressibel angesehen werden. [Gen92]

Im Folgenden werden der elastische und der viskoelastische Teil des mechanischen Modells näher beschrieben und eine Bestimmung der Modellparameter aus experimentellen Messungen durchgeführt.

3.2.1 Statische Charakterisierung von Elastomeren

Beim Betrieb der dielektrischen Elastomeraktoren wirkt nur der erzeugte elektrostatische Druck auf das Material. Für den gestapelten Aufbau stellt dies eine uniaxiale Kompression in Dickenrichtung des Aktors dar. Zur Modellierung des Aktorverhaltens ist somit das Materialverhalten unter Kompression entscheidend.

In Abbildung 3.4 ist der Messplatz zur Aufnahme von Kraft-Weg- bzw. Spannungs-Dehnungs-Kennlinien für die uniaxiale Kompression dargestellt. Der Aufbau besteht aus einem Linearantrieb mit integrierter Positionserfassung und montiertem Kraftsensor. Die Krafteinleitung, in die zu vermessende Materialprobe, erfolgt über die wechselbaren Adapter.

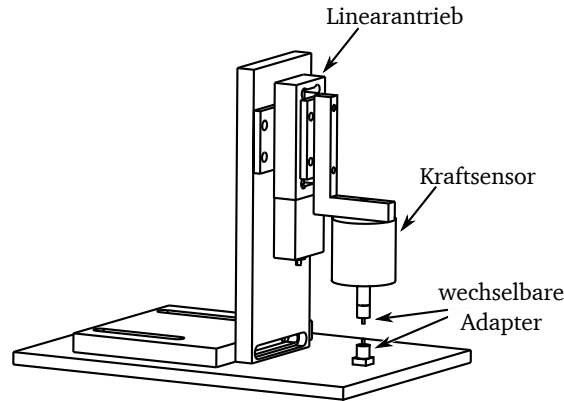


Abbildung 3.4.: Messplatz für uniaxiale Kompression zur Bestimmung der Spannungs-Dehnungs-Kennlinie.

Zur Bestimmung der reinen Materialparameter ohne Einfluss der mechanischen Randbedingungen muss bei der Messung auf eine gute Schmierung zwischen den Auflageflächen des Messplatzes und der Materialprobe geachtet werden. Durch die Inkompressibilität des Materials tritt bei uniaxialer Stauchung eine laterale Ausdehnung auf. Wird diese Dehnung durch die Krafteinleitung behindert, ist eine größere Kraft für die gleiche Verformung nötig. Selbst kleine Reibkoeffizienten haben einen signifikanten Einfluss auf die gemessene Kennlinie. [Axea]

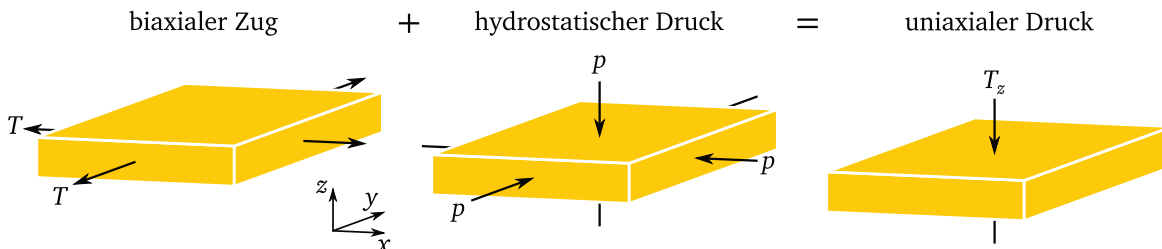


Abbildung 3.5.: Biaxialer Zugversuch ist für inkompressible Materialien identisch zu einem uniaxialen Zugversuch, da der zusätzliche hydrostatische Druck keine Verformung erzeugt.

Für inkompressible Materialien ist der biaxiale Zugversuch eine Alternative zur Messung der uniaxialen Kompression. Bei diesem Versuch wird eine kreisförmige Materialprobe allseitig eingespannt und planar gedehnt, so dass im mittleren Bereich der Probe ein biaxialer Spannungszustand herrscht. Durch die Überlagerung eines hydrostatischen Drucks, der aufgrund des konstanten Volumens keine Verformung hervorruft, können die Messwerte des biaxialen Versuchs in die entsprechenden Größen des uniaxialen Kompressionsversuchs umgerechnet werden. Abbildung 3.5 zeigt dieses Vorgehen. Für den Fall des biaxialen Zugs in der x-y-Ebene ($S_x = S_y = S$ und $T_x = T_y = T$) ergibt sich die entsprechende Dehnung in z-Richtung aus dem Ansatz des konstanten Volumens:

$$(S_x + 1)(S_y + 1)(S_z + 1) = 1$$

$$\Rightarrow S_z = \frac{1}{(S + 1)^2} - 1 \quad (3.1)$$

Die Umrechnung der Spannung erfolgt durch die Überlagerung der Messwerte mit einem virtuellen hydrostatischen Druck. Dieser wird dabei so gewählt, dass er die Zugspannung des biaxialen Versuchs komplett kompensiert. Da die Spannung T auf die Ausgangskonfiguration bezogen ist, muss diese in die entsprechende wahre Größe $T^{(w)}$, die auf den aktuellen Verformungszustand bezogen ist, umgerechnet werden. Für den hydrostatischen Druck p ergibt sich somit:

$$p = T^{(w)} = \frac{x_0 z_0}{xz} \cdot T = (S + 1) \cdot T \quad (3.2)$$

Die wahre Spannung in z-Richtung des vergleichbaren uniaxialen Kompressionsversuchs entspricht dem hydrostatischen Druck. Umrechnen in die technische Spannung ergibt:

$$\begin{aligned} T_z &= \frac{xy}{x_0 y_0} \cdot p = (S + 1)^2 \cdot p \\ &= T \cdot (S + 1)^3 \end{aligned} \quad (3.3)$$

Der biaxiale Zugversuch ermöglicht es somit einen idealen uniaxialen Kompressionsversuch für Elastomere durchzuführen.

Für die allgemeine Charakterisierung des statischen nicht-linearen Verhaltens von Elastomeren werden neben dem biaxialen Zug- bzw. der uniaxialen Kompression zwei weitere Versuche durchgeführt. Dies sind zum einen ein uniaxialer Zugversuch und zum anderen eine reine Scherung bzw. planarer Zug. Die drei Versuche sind in Abbildung 3.6 dargestellt.

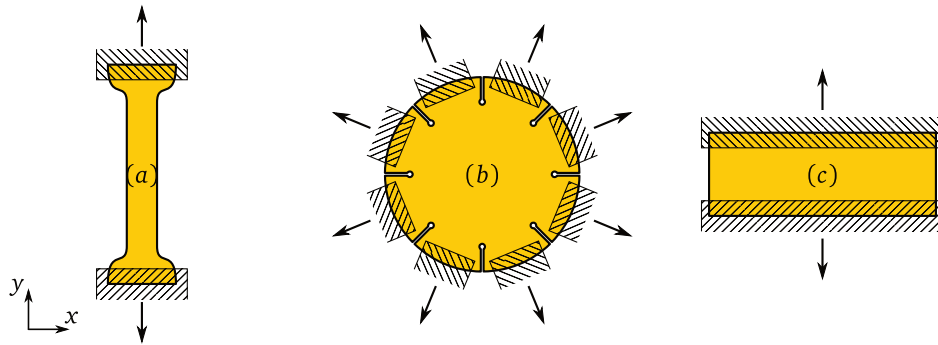


Abbildung 3.6.: Versuche zur Charakterisierung von hyperelastischen Materialien. (a) uniaxialer Zugversuch, (b) biaxialer Zugversuch, (c) Scherversuch.

Beim uniaxialen Zugversuch wird eine lange knochenförmige Materialprobe an beiden Enden eingespannt und auf Zug belastet. Die Probe sollte dabei um mindestens den Faktor 10 länger sein als breit und dick, um einen idealen uniaxialen Spannungszustand in der Probe zu erreichen. Die Dehnung wird hierbei berührungslos im mittleren Bereich der Probe gemessen [AxeB]. Für die Verformung und den Spannungszustand bei diesem Versuch gilt:

$$\begin{aligned} T_y &= T & T_x &= T_z = 0 \\ S_y &= S & S_x &= S_z = \frac{1}{\sqrt{(S + 1)}} - 1 \end{aligned} \quad (3.4)$$

Für den biaxialen Zugversuch wird, wie beschrieben, eine kreisförmige Probe planar gedehnt. Die Messung der Dehnung erfolgt ebenfalls berührungslos im mittleren Bereich, in dem die Probe einen biaxialen Spannungszustand aufweist. Die Dehnungen und Spannungen ergeben sich in diesem Fall zu:

$$\begin{aligned} T_x &= T_y = T & T_z &= 0 \\ S_x &= S_y = S & S_z &= \frac{1}{(S + 1)^2} - 1 \end{aligned} \quad (3.5)$$

Beim reinen Scherversuch (auch „pure shear“ oder „planar tension“ genannt) wird eine rechteckige Probe an der längeren Seite eingespannt und senkrecht zur Einspannungsrichtung gedehnt. Das Verhältnis von Breite zu Länge muss dabei mindestens 10 betragen [Axeb]. Für die Spannungen und Dehnungen ergibt sich in diesem Versuch:

$$\begin{aligned} T_y &= T & T_x &\neq 0 & T_z &= 0 \\ S_y &= S & S_x &= 0 & S_z &= \frac{1}{(S+1)} - 1 \end{aligned} \quad (3.6)$$

Die einzelnen Probenkörper sollten dabei nicht speziell gefertigt werden, sondern aus einem Materialstück herausgeschnitten werden, damit unterschiedliche Herstellungsmethoden keinen Einfluss auf die Messwerte haben. Zur Charakterisierung des verwendeten Materials Elastosil P7670 [Wac] von Wacker werden je Versuch drei Materialproben mit einer Dicke von 2 mm verwendet. Für den biaxialen Zugversuch haben die Proben einen Durchmesser von 75 mm. Die Proben des uniaxialen Zugversuchs weisen eine Länge von 115 mm und eine Breite im Messbereich von 6 mm auf. Jede Probe wird bei der Messung fünfmal zyklisch auf einen definierten Dehnungswert belastet und entlastet. In Abbildung 3.7 sind die gemittelten Spannungs-Dehnungs-Kennlinien der drei Proben des jeweils letzten Zyklus für die drei Versuche im Bereich bis 90 % Dehnung dargestellt. Diese Messdaten werden verwendet, um die Modellparameter der unterschiedlichen Materialmodelle zu bestimmen. Dabei ist zu beachten, dass die Versuche unter ähnlichen Bedingungen durchgeführt werden, die auch in der späteren Anwendung vorliegen.

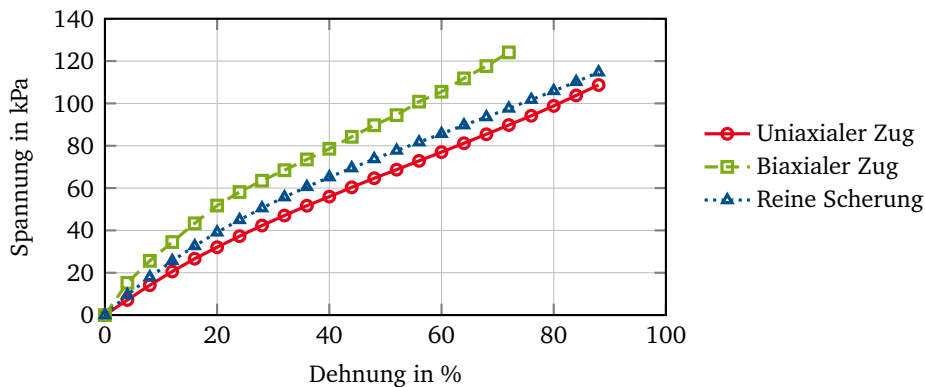


Abbildung 3.7.: Spannungs-Dehnungs-Kennlinien des Materials Elastosil P7670 für uniaxialen Zug, biaxialen Zug und Pure Shear zur Bestimmung der Material-Modellparameter.

3.2.2 Hookesches Gesetz und geometrische Nichtlinearität

Für die Beschreibung des mechanischen Verhaltens der verwendeten Materialien sind aus der Kontinuumsmechanik unterschiedliche Modelle bekannt. Der einfachste Fall stellt dabei das verallgemeinerte Hookesche Gesetz für isotrope Medien dar. Dies beschreibt das Materialverhalten mit zwei Parametern, dem E-Modul Y und der Querkontraktionszahl ν . Daraus ergeben sich folgende lineare Zusammenhänge zwischen den mechanischen Spannungen T und den Dehnungen S .

$$S_x = \frac{1}{Y} (T_x - \nu T_y - \nu T_z) \quad (3.7)$$

$$S_y = \frac{1}{Y} (T_y - \nu T_x - \nu T_z) \quad (3.8)$$

$$S_z = \frac{1}{Y} (T_z - \nu T_x - \nu T_y) \quad (3.9)$$

Aus diesen Gleichungen kann das erwartete Materialverhalten für die drei Versuche berechnet werden. Für den uniaxialen Zugversuch ergibt sich durch Einsetzen der entsprechenden Randbedingungen (siehe Gleichung 3.4) der folgende lineare Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung mit der Steigung Y .

$$T = Y \cdot S \quad (3.10)$$

Aus den Randbedingungen des biaxialen Zugversuchs (siehe Gleichung 3.5) ergibt sich eine steilere Kennlinie mit einer Steigung von $2Y$ für ein inkompressibles Material mit einer Querkontraktionszahl von $\nu = 0,5$.

$$T = \frac{Y}{(1 - \nu)} \cdot S \approx 2Y \cdot S \quad (3.11)$$

Für die reine Scherung ergibt sich mit den Randbedingungen aus Gleichung 3.6 eine Steigung der Kennlinie von $4/3 \cdot Y$, die zwischen den Kennlinien des uniaxialen und des biaxialen Zugversuchs liegt.

$$T = \frac{Y}{(1 - \nu^2)} \cdot S \approx \frac{4}{3}Y \cdot S \quad (3.12)$$

Das prinzipielle Verhältnis der einzelnen Kennlinien passt somit zu den gemessenen Kennlinien. Eine Anpassung des Modells an die Messdaten ergibt für das reine Elastomer einen E-Modul von 165 kPa. Der Verlauf der theoretischen Kennlinien für diesen E-Modul ist in Abbildung 3.8 im Vergleich zu den Messwerten dargestellt. Wie zu erkennen ist, liegen die relativen Fehler für den uniaxialen Zug und die reine Scherung bis zu einer Dehnung von 28 % bzw. 18 % bei unter 10 %. Beim biaxialen Zug liegt der Fehler bei kleinen Dehnungen bis 5 % deutlich höher und nur im Bereich von 5 % bis 10 % liegt die relative Abweichung unter 10 %. Der absolute Fehler liegt dabei auch im Bereich unter 5 % Dehnung unter 2,5 kPa. Dies bedeutet umgerechnet über die Steigung der Kennlinie eine absolute Abweichung der Dehnung von 0,7 % für den biaxialen Zug. Somit lässt sich sagen, dass das lineare Hookesche Gesetz das Materialverhalten bis zu einer Dehnung von 10 % mit einer akzeptablen Abweichung von den Messwerten beschreibt.

Dieser ermittelte Wert für den E-Modul stimmt gut mit den Werten aus [Lot09] und [För12] überein. Dort wurde jeweils in uniaxialen Kompressionsversuchen der E-Modul für das verwendete Material Elastosil P7670 zu 180 kPa bzw. 165 kPa bestimmt.

Durch die Inkompressibilität von Elastomeren ergibt sich bei den durchgeführten Versuchen neben den eingepprägten Längenänderungen eine signifikante Verformung senkrecht dazu. Die externe Kraft wirkt bei einem Zugversuch somit auf eine kleinere Fläche und die Spannung im Material ist höher. Diese geometrische Nichtlinearität kann mit der Verwendung der wahren mechanischen Spannung berücksichtigt werden. Dabei wird die externe Kraft auf die aktuelle Fläche A und nicht auf die Anfangsfläche A_0 bezogen. Die wahre Spannung kann bei Kenntnis des Verformungszustands aus der technischen Spannung berechnet werden.

$$T^{(w)} = \frac{F}{A} = \frac{A_0}{A} \cdot \frac{F}{A_0} = \frac{A_0}{A} \cdot T \quad (3.13)$$

Analog zur wahren Spannung wird die wahre Dehnung (auch Hencky-Dehnung genannt) verwendet. Diese ist auf die aktuelle Länge bezogen und wird wie folgt aus der technischen Dehnung berechnet: [Kay+98]

$$S^{(w)} = \ln(S + 1) \quad (3.14)$$

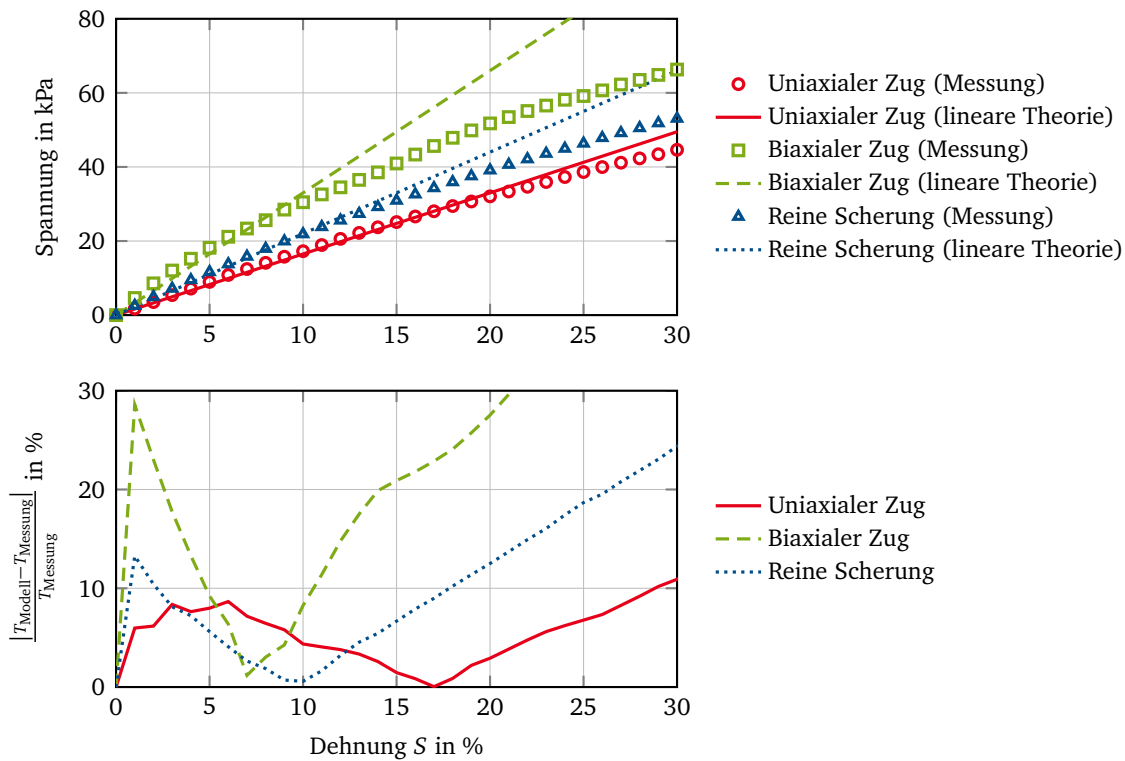


Abbildung 3.8.: Vergleich des linearen Hookeschen Modells mit einem E-Modul Y von 165 kPa und einer Querkontraktionszahl ν von 0,5 mit den Messwerten für uniaxialen Zug, biaxialen Zug und reine Scherung bis 30 % Dehnung.

Ersetzen der technischen Spannungen und Dehnungen in den Gleichungen 3.7, 3.8 und 3.9 liefert das Hookesche Gesetz mit geometrischer Nichtlinearität. Durch Einsetzen der Gleichungen 3.13 und 3.14 ergeben sich daraus für die drei Versuche die folgenden Modell-Gleichungen.

$$\text{uniaxialer Zug} \quad T = Y \cdot \frac{1}{(S+1)} \cdot \ln(S+1) \quad (3.15)$$

$$\text{biaxialer Zug} \quad T = \frac{1}{(1-\nu)} Y \cdot \frac{1}{(S+1)} \cdot \ln(S+1) \quad (3.16)$$

$$\text{reine Scherung} \quad T = \frac{1}{(1-\nu^2)} Y \cdot \frac{1}{(S+1)} \cdot \ln(S+1) \quad (3.17)$$

Der Verlauf dieser Kennlinien ist im Vergleich zu den Messungen in Abbildung 3.9 dargestellt. Als E-Modul wird der Wert von 165 kPa verwendet, der aus einer Anpassung des linearen Modells an die Messdaten ermittelt wurde. Wie zu erkennen ist, nimmt besonders die Abweichung für den Fall des biaxialen Zug im Vergleich zum linearen Modell deutlich ab. Hier liegt der relative Fehler im Bereich von 5 % bis 60 % unter 10 %. Allerdings weichen die Modellkurven für den uniaxialen Zug und die reine Scherung um mehr als 10 % von den Messwerten ab. Im Vergleich mit dem linearen Modell sind die Abweichungen für diese beiden Versuche bei dem nichtlinearen Modell mit gleichem E-Modul schlechter.

Eine bessere Anpassung des nichtlinearen Hookeschen Modells ist mit einem höheren E-Modul möglich. In Abbildung 3.10 sind die Modellkurven und ihre Abweichungen zu den Messdaten für einen E-Modul von 185 kPa dargestellt. Der relative Fehler für die reine Scherung liegt bis zu einer Dehnung von ca. 40 % unter 10 %. Auch die Abweichung für den uniaxialen Zug ist geringer und

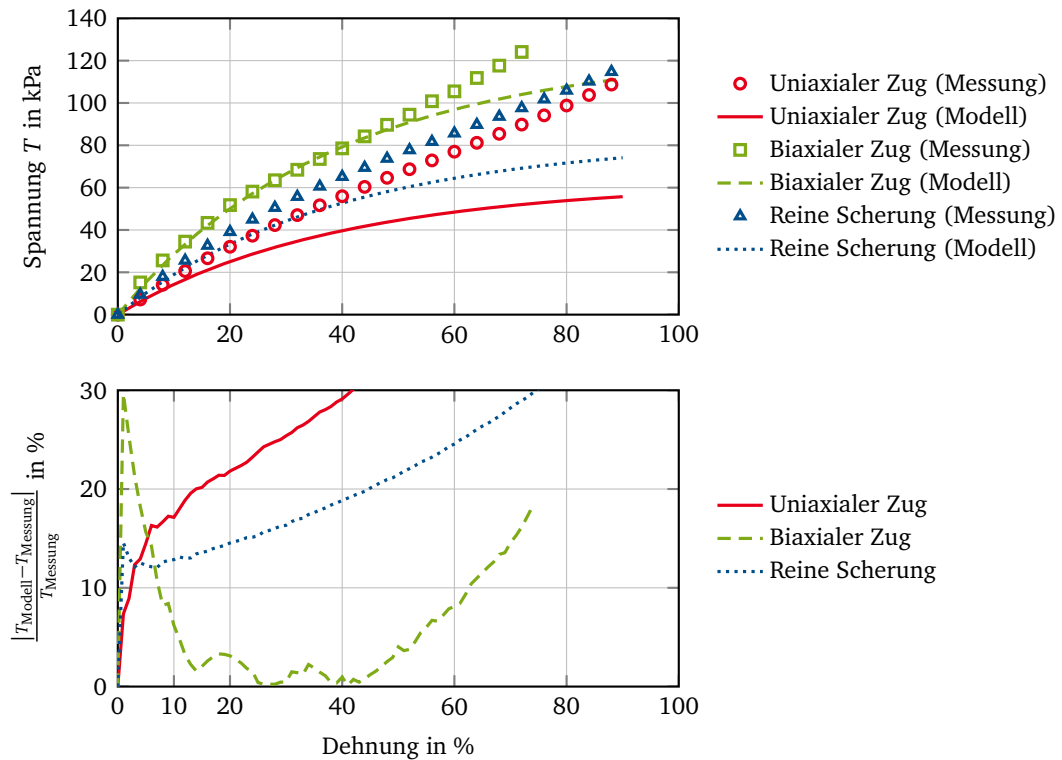


Abbildung 3.9.: Spannungs-Dehnungs-Kennlinien des Materials Elastosil P7670 im Vergleich mit dem nichtlinearen Hookeschen Modell für einen E-Modul von 165 kPa.

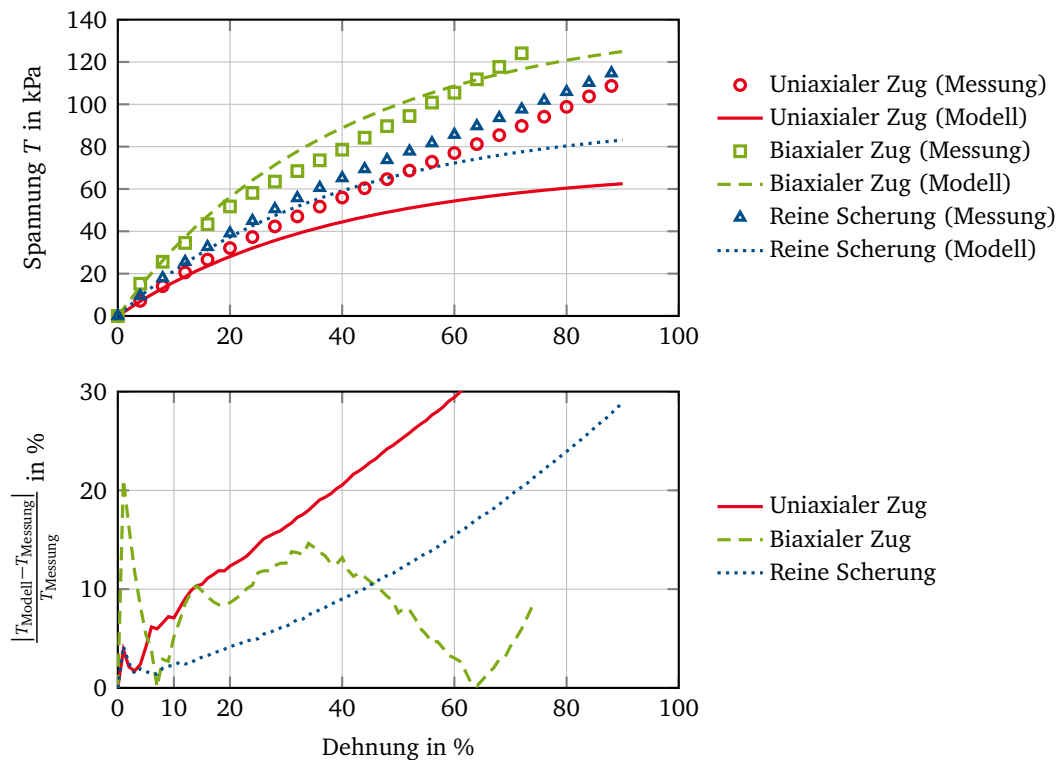


Abbildung 3.10.: Spannungs-Dehnungs-Kennlinien des Materials Elastosil P7670 im Vergleich mit dem nichtlinearen Hookeschen Modell für einen E-Modul von 185 kPa.

liegt bis 20 % Dehnung unter 12 %. Das Verhalten des biaxialen Zug wird bei geringen Dehnungen besser abgebildet. Im Vergleich mit dem linearen Modell sind die Abweichung bis zu einer Dehnung von 10 % ähnlich. Bei höheren Dehnungen bildet das nichtlineare Modell das Materialverhalten, wie erwartet, besser ab.

Somit ist dieses Modell mit Berücksichtigung der geometrischen Nichtlinearität in der Lage, das Materialverhalten für Dehnungen bis 20 % abzubilden. Bei höheren Dehnungen steigen die Abweichungen stark an und die Vorhersagen des Modells werden fehlerhaft.

3.2.3 Hyperelastisches Materialmodell

Neben dem linearen Hookeschen Materialmodell und dessen Erweiterung um die geometrische Nichtlinearität werden in der Kontinuumsmechanik nichtlineare Modelle verwendet, um das Materialverhalten von elastischen Materialien zu beschreiben. Diese Modelle werden Greensche oder hyperelastische Materialmodelle genannt und beschreiben das Materialverhalten über die Dichte W der freien Energie, die von dem Verformungszustand des Materials abhängt. Dabei wird die freie Energie auf das Ausgangsvolumen bezogen. Die Funktion W ist dabei entweder als Funktion der drei Streckverhältnisse λ oder der Invarianten I des Cauchy-Green-Verformungstensors definiert. [BA00; Hol00]

$$\begin{aligned} W &= W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) \\ \text{oder } W &= W(I_1, I_2, I_3) \end{aligned} \quad (3.18)$$

Dieser Verformungstensor ist ein Maß für die Deformation eines Körpers aus seiner Ausgangskonfiguration in die verformte Konfiguration. Die Invarianten dieses Cauchy-Green-Verformungstensors sind in Gleichung 3.19 gegeben.

$$\begin{aligned} I_1 &= \lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 \\ I_2 &= \lambda_1^2 \lambda_2^2 + \lambda_2^2 \lambda_3^2 + \lambda_1^2 \lambda_3^2 \\ I_3 &= \lambda_1^2 \lambda_2^2 \lambda_3^2 \end{aligned} \quad (3.19)$$

Zur Berechnung der mechanischen Spannung aus der Energiedichte wird die Verformung als ein isothermer und reversibler Prozess angenommen. Mit diesen Annahmen folgt aus der Thermodynamik, dass die Änderung der freien Energie A gleich der verrichteten Arbeit ist. [HMS07]

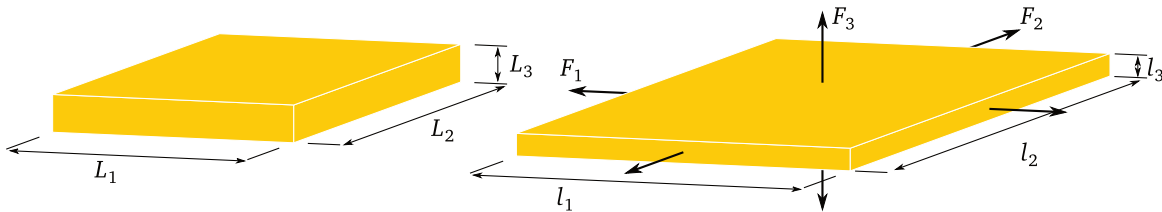


Abbildung 3.11.: Verformung eines homogenen rechteckigen Materialblocks unter externen Kräften (nach [Suo13]).

In Abbildung 3.11 ist ein rechteckiger Körper mit den Ausgangsmaßen L_i dargestellt. Durch die externen Kräfte F wird der Körper verformt. Ändern sich in dem verformten Zustand die Längen um dl_i , dann verrichten die Kräfte eine Arbeit. Daraus folgt für die Änderung der freien Energie

$$dA = F_1 dl_1 + F_2 dl_2 + F_3 dl_3. \quad (3.20)$$

Wird diese Änderung der Energie auf das Ursprungsvolumen des Körpers ($L_1 L_2 L_3$) bezogen, ergibt sich die Änderung der Energiedichte zu:

$$\frac{dA}{L_1 L_2 L_3} = dW = \frac{F_1}{L_2 L_3} \frac{dl_1}{L_1} + \frac{F_2}{L_1 L_3} \frac{dl_2}{L_2} + \frac{F_3}{L_1 L_2} \frac{dl_3}{L_3} \quad (3.21)$$

Mit den Streckverhältnissen $\lambda_i = l_i/L_i$ und den mechanischen Spannungen

$$T_1 = \frac{F_1}{L_2 L_3} \quad T_2 = \frac{F_2}{L_1 L_3} \quad T_3 = \frac{F_3}{L_1 L_2} \quad (3.22)$$

folgt

$$dW = T_1 d\lambda_1 + T_2 d\lambda_2 + T_3 d\lambda_3. \quad (3.23)$$

Im Allgemeinen ergibt sich aus Gleichung 3.18 für eine Änderung der Streckverhältnisse die folgende Änderung der Energiedichte:

$$dW = \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)}{\partial \lambda_1} d\lambda_1 + \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)}{\partial \lambda_2} d\lambda_2 + \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)}{\partial \lambda_3} d\lambda_3 \quad (3.24)$$

Durch Gleichsetzen von 3.23 und 3.24 folgt für die mechanischen Spannungen:

$$T_i = \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3)}{\partial \lambda_i} \quad (3.25)$$

Eine ausführliche Herleitung zur Berechnung der mechanischen Spannung aus der Energiedichte kann in [Suo13] nachgelesen werden.

Da das hier betrachtete Material als inkompressibel angenommen werden darf, gilt

$$\begin{aligned} \lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 &= 1 \\ \Rightarrow \lambda_3 &= \frac{1}{\lambda_1 \lambda_2} \end{aligned} \quad (3.26)$$

Die Änderung von λ_3 ist somit durch die Änderung von λ_1 und λ_2 definiert. Es gilt:

$$d\lambda_3 = \lambda_1^{-2} \lambda_2^{-1} d\lambda_1 + \lambda_1^{-1} \lambda_2^{-2} d\lambda_2 \quad (3.27)$$

Somit reduziert sich die Energiedichte auf eine Funktion von zwei unabhängigen Größen.

$$W = W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_1^{-1} \lambda_2^{-1}) \quad (3.28)$$

Entsprechendes gilt für die Änderung der Energiedichte:

$$dW = \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_1} d\lambda_1 + \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_2} d\lambda_2 \quad (3.29)$$

Durch Einsetzen von 3.27 in 3.23 und Gleichsetzen mit 3.29 ergeben sich die folgenden Differenzen für die mechanischen Spannungen.

$$T_1 - \frac{T_3}{\lambda_1^2 \lambda_2} = \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_1} \quad (3.30)$$

$$T_2 - \frac{T_3}{\lambda_1 \lambda_2^2} = \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_2} \quad (3.31)$$

Da durch die Inkompressibilität ein hydrostatischer Druck keinen Einfluss auf den Verformungszustand des Körpers hat, können nur die Differenzen der mechanischen Spannungen berechnet werden. Die Absolutwerte ergeben sich aus den mechanischen Randbedingungen des betrachteten Systems.

Für die Energiedichte sind in der Literatur verschiedene Funktionen bekannt. In Tabelle 3.1 sind die Funktionen verschiedener Modelle aufgelistet. Diese lassen sich in zwei Gruppen aufteilen. Zum einen sind dies Modelle, die rein das beobachtete Verhalten nachbilden. Zu dieser Gruppe zählen unter anderem die folgenden Modelle:

- Mooney-Rivlin
- Ogden
- Yeoh

Zum anderen gehören dazu Modelle, die auf Basis der mikroskopischen Struktur der Materialien das Verhalten berechnen. Das Neo-Hook- und das Arruda-Boyce Modell zählen unter anderem zu dieser zweiten Gruppe.

Tabelle 3.1.: Energiedichte-Funktionen der unterschiedlichen hyperelastischen Modelle für inkompressible Materialien.

Modell	Energiedichte-Funktion	Quelle
Neo-Hook ¹	$W = \frac{1}{2}NkT(I_1 - 3) = \frac{\mu}{2}(I_1 - 3)$	[Riv48a; Tre46]
Mooney-Rivlin	$W = \sum_{i,j}^N C_{ij}(I_1 - 3)^i(I_2 - 3)^j$	[Moo40; Riv48b]
Ogden	$W = \sum_{p=1}^N \frac{\mu_p}{\alpha_p} (\lambda_1^{\alpha_p} + \lambda_2^{\alpha_p} + \lambda_3^{\alpha_p})$	[Ogd72a; Ogd72b]
Yeoh	$W = \sum_{i=1}^N C_i(I_1 - 3)^i$	[Yeo93]

¹ N : Anzahl der Molekülketten, k : Boltzmann-Konstante, T : Temperatur

Zur Bestimmung der Parameter der unterschiedlichen Modelle werden im Folgenden aus der jeweiligen Energiedichte-Funktion das Spannungs-Dehnungs-Verhalten für die drei Versuche uniaxialer Zug, biaxialer Zug und reine Scherung berechnet. Die Modellparameter werden durch Anpassen an die Messdaten ermittelt. Dieses „Fitting“ der Messdaten erfolgt mit der Software ANSYS Workbench.

Die Parameter für das Neo-Hook Modell und das Mooney-Rivlin Modell mit fünf Parametern sind in Tabelle 3.2 aufgeführt. Ein vollständiger Vergleich der unterschiedlichen Modelle, inklusive der Herleitung der jeweiligen Spannungs-Dehnungs Funktionen für den uniaxialen Zug, den biaxialen Zug und die reine Scherung, ist in Anhang A zu finden.

Tabelle 3.2.: Modellparameter für das Neo-Hook und das Mooney-Rivlin Modell.

Neo-Hook	Mooney-Rivlin	
	$C_{10} = 30\,170 \text{ Pa}$	$C_{01} = 1385,3 \text{ Pa}$
$\mu = 64\,550 \text{ Pa}$	$C_{20} = 2126,7 \text{ Pa}$	$C_{02} = 880,41 \text{ Pa}$
	$C_{11} = -2770 \text{ Pa}$	

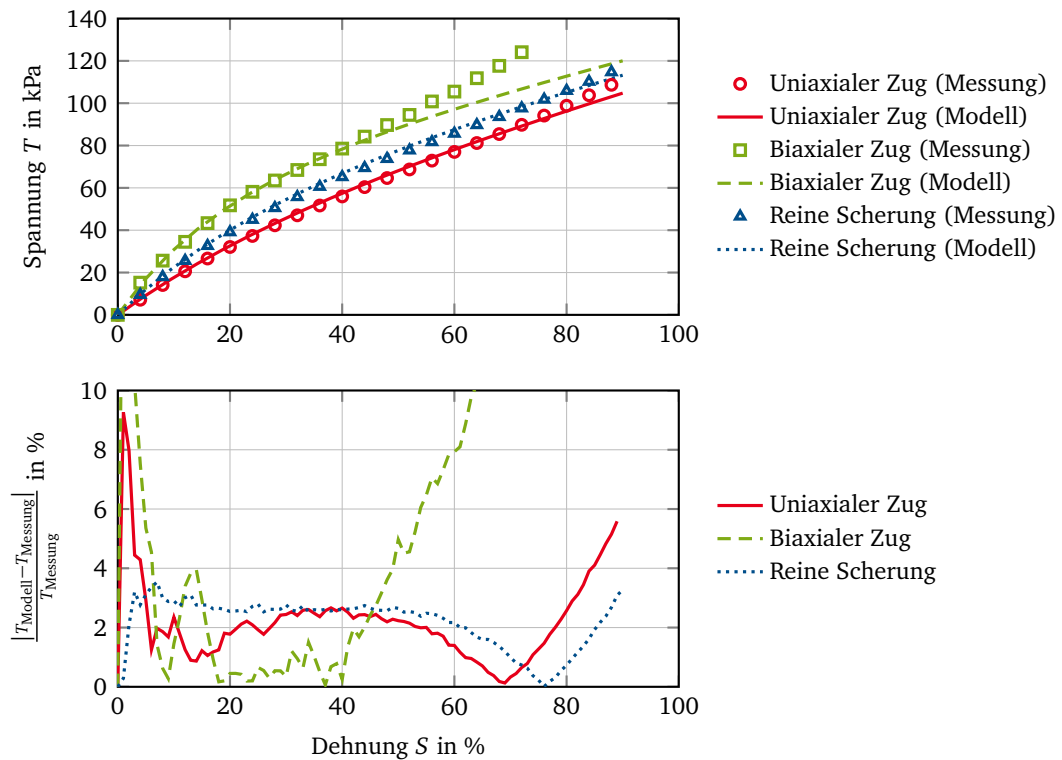


Abbildung 3.12.: Vergleich des hyperelastischen Neo-Hook Modells ($\mu = 64\,550\text{ Pa}$) mit den Messwerten für uniaxialen Zug, biaxialen Zug und reine Scherung.

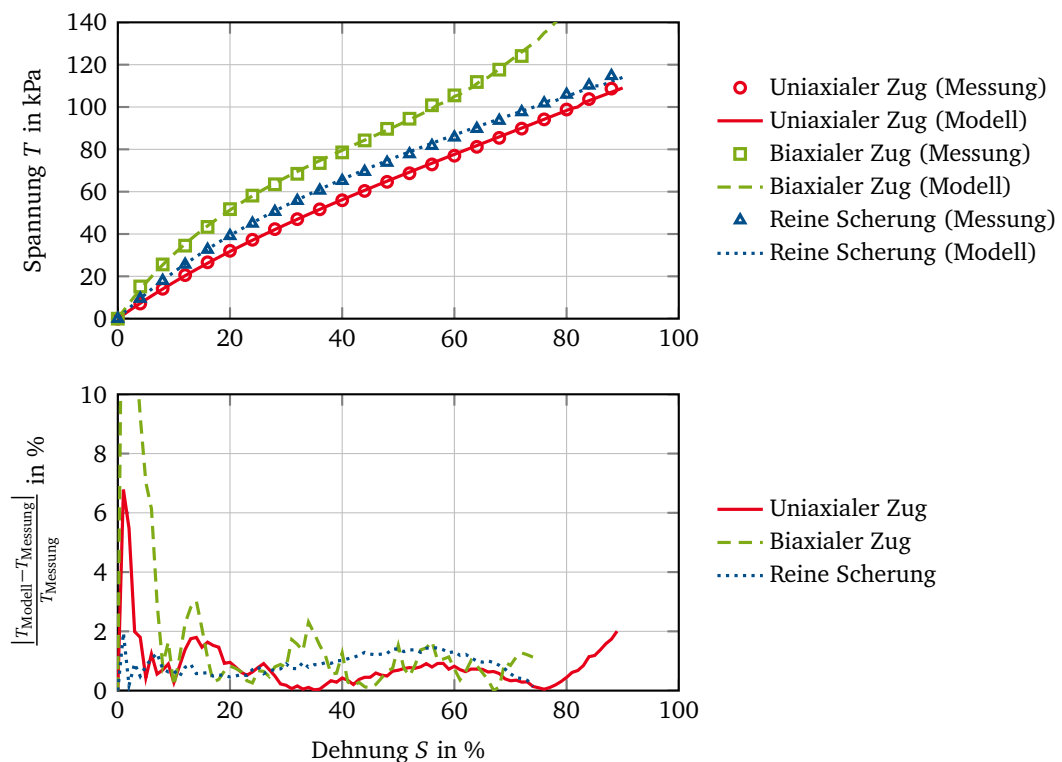


Abbildung 3.13.: Vergleich des Mooney-Rivlin Modells mit fünf Parametern mit den Messdaten.

In den Abbildungen 3.12 und 3.13 sind die Kennlinien des Neo-Hook und des Mooney-Rivlin Modells für die Parameter aus Tabelle 3.2 im Vergleich zu den aufgenommenen Messwerten für den uniaxialen Zug, den biaxialen Zug und die reine Scherung dargestellt. Das Neo-Hook Modell bildet das Materialverhalten in einem Bereich von 5 % bis 50 % Dehnung gut nach. Der relative Fehler zwischen gemessener und berechneter Spannung liegen in diesem Bereich unter 4 %. Bei höherer Dehnung weicht besonders die Modellkurve des biaxialen Zugs stark von den Messungen ab. Das Mooney-Rivlin Modell weist von allen betrachteten Modellen die geringsten Abweichungen von den Messdaten auf. Diese liegen fast im gesamten Bereich der Messdaten unter 2 %. Nur bei kleinen Dehnungen liegt der relative Fehler für die Modellkurve des biaxialen Zugs und des uniaxialen Zugs aufgrund der niedrigen absoluten Werten höher.

Daher wird im weiteren Verlauf der Arbeit, soweit nicht anders vermerkt, für alle FEM-Berechnungen das Mooney-Rivlin Modell mit fünf Parametern und dem Parametersatz aus Tabelle 3.2 verwendet.

3.2.4 Einfluss der Randbedingungen auf das mechanische Verhalten

In realen Anwendungsszenarien herrschen keine idealen Spannungs- und Dehnungszustände wie sie bei der Materialcharakterisierung in speziellen Versuchen in einem Teilbereich des untersuchten Materials erreicht werden. Eine feste, äußere Krafteinleitung verhindert zum Beispiel die laterale Verformung des Materials. Auch der prinzipbedingte passive Rand bei Aktoren beeinflusst das mechanische Verhalten.

Im Folgenden Abschnitt wird der Einfluss des passiven Rands, einer festen äußeren Krafteinleitung und eine Kombination dieser beiden Effekte auf das statische mechanische Verhaltens analytisch beschrieben und mit FEM-Berechnungen und Messungen verglichen.

Passiver Rand

Bei dielektrischen Elastomerstapelaktoren ist immer ein „passiver Rand“ um den eigentlichen Aktorbereich nötig, um elektrische Durchschläge am Rand zu vermeiden. Je nach Herstellungstechnologie ergeben sich unterschiedliche Mindestmaße für diesen Rand. Bei großflächigen Anwendungen mit vielen Aktoren in einem Elastomersubstrat, wie zum Beispiel für haptische Anwendungen, kann das passive Material zwischen den einzelnen Aktoren nicht vermieden werden.

Ergebnisse des BMBF-Projekts „Integrationsorientierte Verfahren zur Herstellung hybrider Mikrosysteme“ ([Sch11]) zeigen eine Steigerung der Auslenkung eines Aktors in einer Matrixanordnung um 25 %, wenn das passive Material in den Zwischenräumen entfernt wird.

Für einfache Aktorgeometrien kann der Einfluss des Randbereichs unter Annahme einer kleinen Auslenkung analytisch berechnet werden. Am Beispiel einer kreisförmigen Anordnung, wie in Abbildung 3.14 dargestellt, mit dem Radius r_i des aktiven Bereichs, dem Radius r_a des gesamten Aktors und der Höhe h wird im Folgenden die Berechnung zur Bestimmung des Einflusses des passiven Rands gezeigt.

Für kleine Auslenkungen kann die Verformung des passiven Rands in z-Richtung vernachlässigt werden. Weiter wird angenommen, dass bei einer Schnittbetrachtung an der Grenzschicht auf den aktiven Bereich und den passiven Ring ein konstanter Druck wirkt. Für die Berechnung werden beide Bereiche getrennt betrachtet mit den Randbedingungen des identischen Drucks an der Stelle $r = r_i$ und der gleichen radialen Auslenkung an der Grenzschicht. Da in dieser Anordnung keine

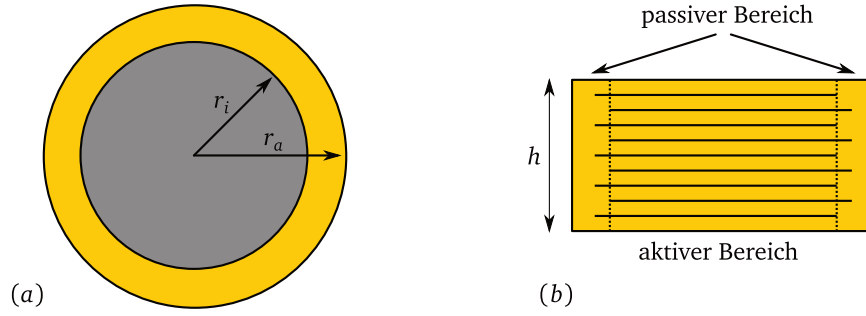


Abbildung 3.14.: Aufbau eines kreisförmigen Aktors mit passivem Rand zur elektrischen Isolation der Elektroden in Draufsicht (a) und im Querschnitt (b).

Torsion auftritt, ist die radiale Auslenkung proportional zu der tangentialen Dehnung S_t . Somit muss gelten:

$$S_t^{(a)} \Big|_{r=r_i} = S_t^{(p)} \Big|_{r=r_i} \quad (3.32)$$

Dabei stehen die Exponenten ^(a) und ^(p) für die jeweilige Größe im aktiven bzw. im passiven Bereich des Aktors.

Auf den aktiven Bereich wirken der elektrostatische Druck p_{el} in z-Richtung und der Druck p auf die Mantelfläche, der durch die Verformung des passiven Rands entsteht:

$$\begin{aligned} T_z^{(a)} &= -p_{el} \\ T_r^{(a)} &= T_t^{(a)} = -p \end{aligned} \quad (3.33)$$

Im passiven Rand wirkt nur der Druck auf die innere Mantelfläche, so dass sich die folgenden Spannungen ergeben [TG51]

$$T_z^{(p)} = 0 \quad (3.34)$$

$$T_r^{(p)} = p \left(\frac{r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{r_i^2 r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \frac{1}{r^2} \right) \quad (3.35)$$

$$T_t^{(p)} = p \left(\frac{r_i^2}{r_a^2 - r_i^2} + \frac{r_i^2 r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \frac{1}{r^2} \right) \quad (3.36)$$

Mit dem Hookeschen Gesetz in Zylinderkoordinaten (siehe Gleichungen 4.11 bis 4.13) und der Randbedingung aus Gleichung 3.32 ergibt sich der Druck zwischen aktivem und passivem Bereich zu

$$p = \nu p_{el} \frac{\eta^2 - 1}{\eta^2} \quad \text{mit} \quad \eta = \frac{r_a}{r_i} \quad (3.37)$$

Mit diesem Druck und den Randbedingungen des aktiven Bereichs aus Gleichung 3.33 ergibt sich die Dehnung in z-Richtung zu

$$\begin{aligned} S_z &= \frac{1}{Y} (-p_{el} + 2\nu p) \\ &= -\frac{p_{el}}{Y} \left(1 - \nu^2 \frac{\eta^2 - 1}{\eta^2} \right) \end{aligned} \quad (3.38)$$

In Abbildung 3.15 ist die Abnahme der Stauchung S_z in Abhängigkeit des passiven Rands dargestellt. Für große Verhältnisse $\eta > 5$ nähert sich die Abweichung an den Grenzwert

$$S_z = -\frac{p_{el}}{Y} (1 - \nu^2) \quad (3.39)$$

Für das nahezu inkompressible Elastomer ergibt sich daraus eine maximale Abnahme der Auslenkung von 25 % (gestrichelte Linie im Diagramm).

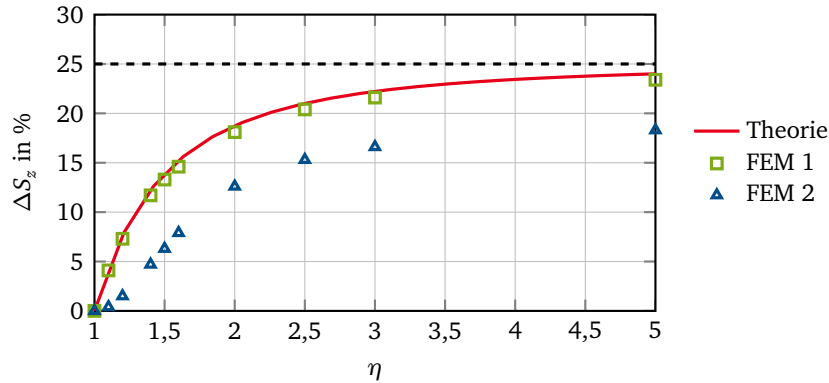


Abbildung 3.15.: Vergleich der analytischen Berechnung zur Abnahme der Dehnung S_z durch den passiven Rand mit einer FEM Berechnung. Die Berechnung „FEM 1“ und „FEM 2“ unterscheiden sich im Aspektverhältnis von $2r_i/h = 5$ bzw. 1 des Aktors.

Zum Vergleich mit der Theorie werden FEM-Berechnungen für einen zylinderförmigen Elastomerkörper mit einem Radius des aktiven Bereichs von $r_i = 5$ mm und einer Höhe von 2 und 10 mm (Aspektverhältnis $2r_i/h$ von 5 und 1) durchgeführt. Die Berechnung erfolgt an einem achsensymmetrischen 2D-Modell mit einer zusätzlichen Symmetrie in z-Richtung in der Mitte des Aktors. Als Last wird für die Simulation eine Kraft von 2 N gewählt, was für diese Geometrie in etwa dem maximalen elektrostatischen Druck für das Material P7670 entspricht. Die Änderung der Auslenkung wird im Mittelpunkt des Aktors ermittelt und im Verhältnis zur idealen Auslenkung ohne passiven Rand gesetzt. Die Ergebnisse dieser Berechnung sind in Abbildung 3.15 dargestellt.

Wie zu erkennen ist, passt die theoretische Berechnung sehr gut zu der FEM-Simulation mit einem Aspektverhältnis $2r_i/h$ von fünf. Für höhere Aktoren mit einem niedrigeren Aspektverhältnis weicht die Modellkurve stark von dem Ergebnis der FEM-Berechnung ab. Die Dehnung in der Mitte des Aktors nimmt weniger ab als vom Modell vorhergesagt. In diesem Fall ist die Annahme eines in z-Richtung konstanten Werts für den Druck nicht mehr gegeben.

In Abbildung 3.16 sind die resultierenden Verformungen der beiden Fälle gegenübergestellt. Es ist zu erkennen, dass für den dünneren Aktor die Verformung im aktiven Bereich homogener verläuft als im Fall des dickeren Aktors. In diesem Fall hat ein einzelner Wert keine Aussagekraft für den Einfluss des passiven Rands aufgrund der stark inhomogenen Verformung entlang des Radius und es muss in diesem Fall die Berechnung mittels FEM durchgeführt werden.

Um die Grenzen der Gültigkeit dieser analytischen Berechnung zu untersuchen, ist in Abbildung 3.17 der Einfluss des Aspektverhältnisses auf die Abnahme der Auslenkung für ein Verhältnis des Gesamtdurchmessers zu dem Durchmesser des aktiven Bereichs von $\eta = 1,5$ dargestellt. Hier ist zu erkennen, dass ab einem Aspektverhältnis von drei eine gute Übereinstimmung der Theorie mit der FEM-Berechnung vorliegt.

Ein weiterer Einflussparameter ist die auf das Material wirkende Kraft. Die Annahmen gelten nur für kleine Stauchungen und damit bei kleinen Kräften. In Abbildung 3.18 ist die Abweichung zwischen analytischer Berechnung und der FEM-Simulation für unterschiedliche Kräfte dargestellt. Die

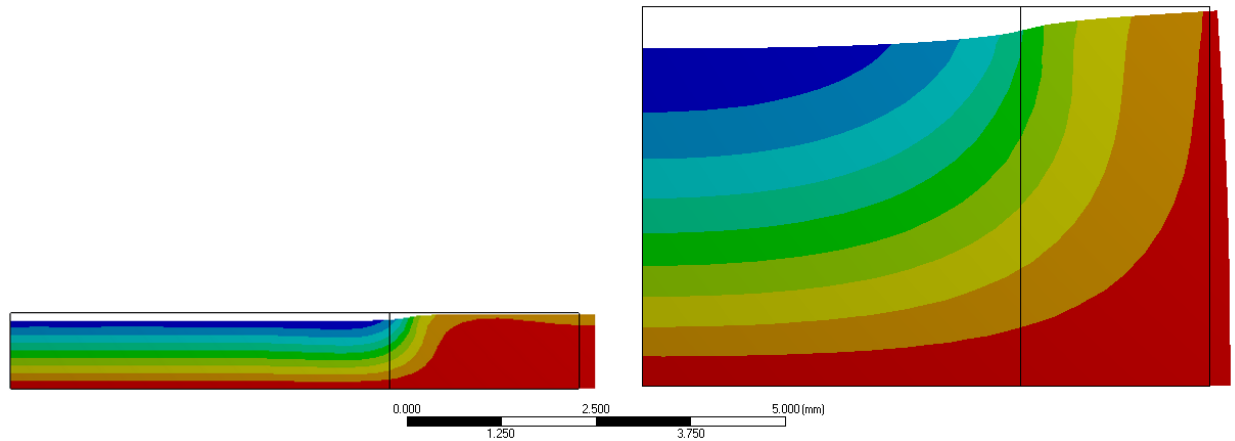


Abbildung 3.16.: Deformation in z-Richtung eines zylinderförmigen Aktors mit einem Radius des aktiven Bereichs von $r_i = 5$ mm, einem Gesamtradius von $r_a = 7,5$ mm ($\eta = 1,5$) und einer Höhe von 2 mm (links) und 10 mm (rechts) bei einer Kraft von 2 N.

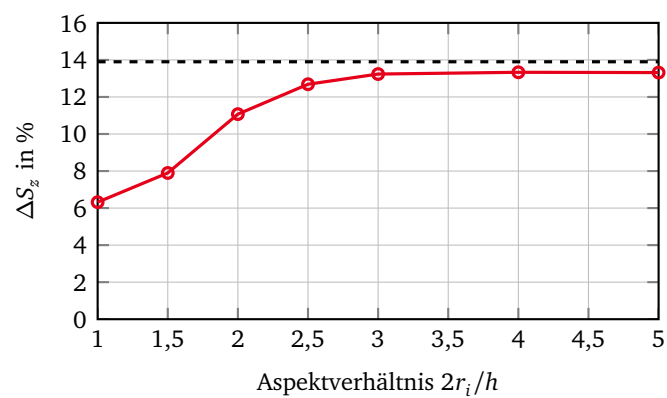


Abbildung 3.17.: Einfluss des Aspektverhältnisses auf die Abnahme der Auslenkung S_z für ein Größenverhältnis des passiven Rands von $\eta = 1,5$.

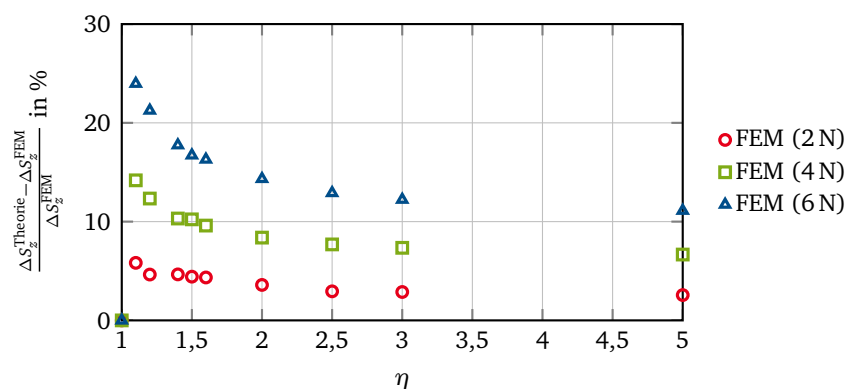


Abbildung 3.18.: Vergleich der FEM-Berechnung bei unterschiedlichen Kräften mit der analytischen Berechnung zur Abnahme der Dehnung bei einem Aspektverhältnis von $2r_i/h = 5$.

Stauchung ohne passiven Rand ergibt für die Kräfte 2 N, 4 N und 6 N eine Stauchung von 11,7 %, 20,7 % und 27,7 %. Wie zu erkennen ist, nimmt die Abweichung mit steigender Verformung zu. Mit einer relativen Abweichung von unter 15 % bildet das analytische Modell die Ergebnisse der FEM-Berechnung für ein Aspektverhältnis von $2r_i/h = 5$ bis zu einer Stauchung von 20 % gut ab.

Mit diesem Ansatz sollte sich ein ähnlicher Zusammenhang für den Einfluss des passiven Rands bei rechteckigen Aktorformen herleiten lassen. Hierbei muss jedoch zusätzlich der Effekt an den Ecken der Elektroden berücksichtigt werden. Für den allgemeinen Fall empfiehlt sich die Bestimmung des Einflusses mit einer FEM-Berechnung der konkreten Geometrie.

Ganzflächige laterale Fixierung

Neben dem passiven Rand stellt für viele Anwendungen der dielektrischen Elastomerwandler eine feste Ankopplung an die Umwelt eine weitere mechanische Randbedingung dar. Durch diese Ankopplung wird eine laterale Ausdehnung des Wandlers im Randbereich verhindert. Dies führt wie in Abbildung 3.19 dargestellt zu einer seitlichen Auswölbung des verdrängten Materials und dadurch zu einer steiferen mechanischen Kennlinie des Wandlers.

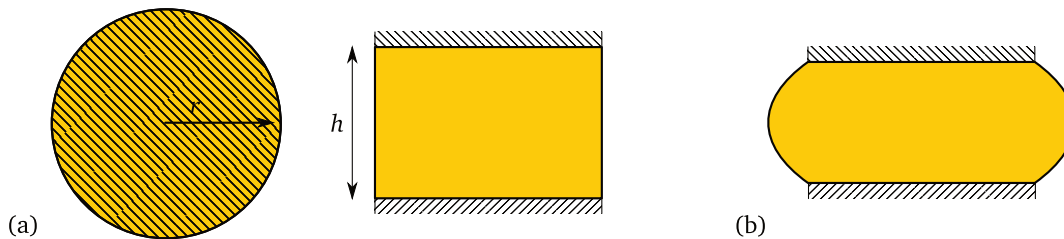


Abbildung 3.19.: Zylindrischer Elastomerkörper mit dem Radius r , der Höhe h und fester ganzflächiger Einspannung an der Ober- und Unterseite im Grundzustand (a) und im komprimierten Zustand (b).

Ein solcher Aufbau ist in einem größeren Maßstab für die Schwingungsisolation von Maschinen oder Gebäuden [Der+80] üblich. Das mechanische Verhalten dieser Aufbauten ist in der Literatur für verschiedene geometrische Formen analytisch und experimentell untersucht worden. ANDERSON; MOTT und ROLAND fassen in [AMR04] die verschiedenen Ansätze zur Berechnung zusammen.

Eine erste analytische Herleitung ist in [GL59] für eine zylindrische und unendliche lange Anordnung gegeben. Hierbei wird angenommen, dass eine Verschiebung nur innerhalb horizontaler Ebenen auftritt und diese somit eben bleiben. Daraus ergibt sich eine parabelförmige seitliche Auswölbung. Die Gesamtkraft, die zur Verformung nötig ist, setzt sich dabei aus zwei Komponenten zusammen: Zum einen aus der Kraft für eine homogene Verformung des Materials durch die Verschiebung der Einspannung und zum anderen aus der Kraft für eine Scherverformung durch die laterale Fixierung. Für die zylindrische Anordnung ergibt sich daraus ein scheinbarer E-Modul Y_s von

$$Y_s = Y_0 \cdot (1 + 2S^2). \quad (3.40)$$

Dabei ist Y_0 der E-Modul des Materials und der Geometriefaktor S das Verhältnis von Radius zur doppelten Höhe des Elastomerzylinders. Eine ausführliche Herleitung von Gleichung 3.40 mit dieser sogenannten „Druck“-Methode ist in [BPY02] nachzulesen.

Die Annahmen der Herleitung sind nur für kleine Stauchungen gültig. Jedoch haben GENT und LINDLEY gezeigt, dass mit diesem „E-Modul“ als Parameter für das Neo-Hook Modell gute Übereinstimmungen mit Messungen bis 20 % oder 30 % Stauchung erreicht werden. [GL59]

Bei sehr hohen Geometriefaktoren S weicht der vorhergesagte E-Modul von den Messdaten ab, da in diesen Fällen der scheinbare E-Modul stark ansteigt und in die Größenordnung des Kompressionsmoduls des Materials kommt und dieses somit nicht mehr vernachlässigt werden darf. Für die exemplarisch betrachteten Anwendungen der dielektrischen Elastomewandler als Mikroantrieb für ein Gasventil und als Generator liegen die erwarteten Geometriefaktoren mit $S < 5$ in einem Bereich, der mit der vorliegenden Theorie gut beschrieben ist.

Für die Anwendung eines abwinkelbaren Katheters bestätigt WEHRHEIM die Gültigkeit von Gleichung 3.40 für das verwendete Material Elastosil P7670 in einer rechteckigen Konfiguration mit unterschiedlichen Geometriefaktoren. [WSM10]

Laterale Fixierung in einzelnen Bereichen

Ist die feste Ankopplung und somit die laterale Fixierung auf einen Teilbereich des Wandlers beschränkt, dann tritt neben der Versteifung durch die Fixierung eine weitere Zunahme des E-Moduls durch das zusätzliche Material um die Fixierung herum ein. Dieser Lastfall kann als Überlagerung der Randbedingung des passiven Rands und der lateralen Fixierung angesehen werden, wie in Abbildung 3.20 dargestellt.

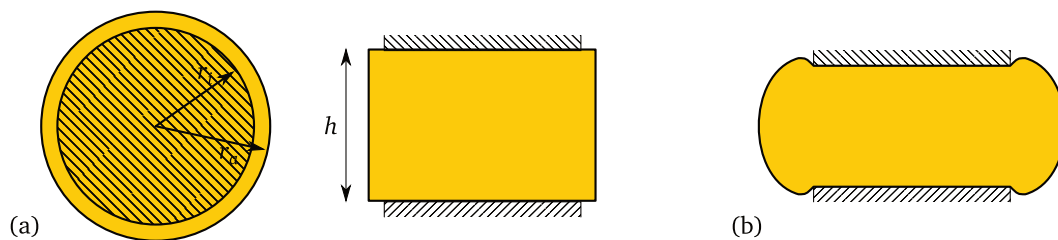


Abbildung 3.20.: Zylindrischer Elastomerkörper mit einer festen Einspannung in einem Teilbereich der Ober- und Unterseite im Grundzustand (a) und im gestauchten Zustand (b).

Die feste Einspannung bewirkt für kleine Stauchungen, wie im vorigen Abschnitt gezeigt, eine parabelförmige seitliche Auswölbung des Materials zwischen der festen Einspannung. Die Wirkung des „passiven“ Materials, im Bereich um die Einspannung herum, auf das verdrängte Material kann, wie bei der Herleitung zum Einfluss des reinen passiven Rands, durch einen Druck beschrieben werden. Durch die parabelförmige Auswölbung ist der Druck prinzipiell von der Position in z -Richtung abhängig. Da jedoch nur die Gesamtwirkung auf die Einspannung messbar ist, kann vereinfacht mit dem Mittelwert der Auswölbung und einem konstanten Druck gerechnet werden.

Der Ansatz ist somit identisch zu dem bereits gezeigten für den passiven Rand im Aktorbetrieb. Durch das konstante Volumen ist die mittlere Auswölbung identisch zu der Annahme einer idealen Verformung. Der Einfluss des passiven Rands ist daher in diesem Fall identisch. Die Auslenkung reduziert sich bei konstanter externer Kraft gemäß Gleichung 3.38.

Diese Abnahme der Auslenkung kann auch in einen erhöhten „scheinbaren“ E-Modul Y_s umgerechnet werden. Durch Einsetzen von Gleichung 3.38 in das lineare Hookesche Gesetz für eine rein uniaxiale Dehnung

$$Y_s = \frac{T_z}{S_z} \quad (3.41)$$

ergibt sich der scheinbare E-Modul für eine zylindrische Anordnung zu

$$Y_s = Y_0 \left(\frac{1}{1 - \nu^2 \frac{\eta^2 - 1}{\eta^2}} \right). \quad (3.42)$$

Wird für Y_0 anstelle des E-Moduls des Materials der scheinbare E-Modul für die feste Einspannung ohne passiven Rand verwendet, kann der gemeinsame Einfluss von passivem Rand und fester Einspannung durch folgenden E-Modul beschrieben werden:

$$Y_s = Y_0 \cdot \underbrace{\left(1 + 2S^2 \right)}_{\text{feste Einspannung}} \cdot \underbrace{\left(\frac{1}{1 - \nu^2 \frac{\eta^2 - 1}{\eta^2}} \right)}_{\text{passiver Rand}}. \quad (3.43)$$

Wie im Fall der festen Einspannung kann mit diesem effektiven E-Modul Y_s eine analytische Berechnung der Kraft-Weg-Kennlinie erfolgen. Hierbei kann entweder entsprechend der Herleitung das lineare Hookesche Gesetz für den uniaxialen Fall oder das hyperelastische Neo-Hook Modell mit dem Parameter $\mu = Y/3$ verwendet werden.

Zur Verifikation des aufgestellten analytischen Modells werden Messungen an Probekörpern mit zwei unterschiedlichen Geometrien durchgeführt und mit der Berechnung des analytischen Modells und einer FEM-Simulation verglichen. Die Probekörper sind in Abbildung 3.21 dargestellt. Sie haben eine zylindrische Form mit einem Durchmesser von 15 mm und einer Höhe von 6 mm bzw. 10 mm. Um den Einfluss unebener Stirnseiten zu minimieren wurden die Proben in einer speziellen Gussform hergestellt, bei der die Befüllung über die Mantelfläche erfolgt.

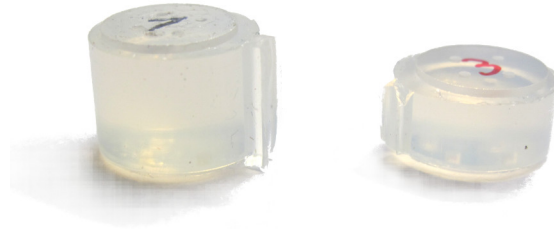


Abbildung 3.21.: Probekörper mit einem Durchmesser von 15 mm und einer Höhe von 6 mm bzw. 10 mm zur Messung der Spannungs-Dehnungs-Kennlinie. Glasplatten mit einem Durchmesser von 12 mm auf den Ober- und Unterseiten dienen als laterale Fixierung.

Auf die Ober- und Unterseite der Proben ist eine Glasplatte mit einem Durchmesser von 12 mm aufgebondet. Der Bondvorgang erzeugt eine feste Verbindung, so dass Fehler durch ein Gleiten des Elastomers an der Einspannung durch die hohen Scherkräfte bei großer Stauchung vernachlässigt werden können. Der verwendete Prozess zum Bonden wird im Abschnitt 5.3 vorgestellt.

Während der Messung wird die Probe auf dem vorgestellten Messplatz (siehe Abschnitt 3.2.1) mit einer konstanten Geschwindigkeit von $5\% s^{-1}$ gestaucht und die Kraft während des Vorgangs aufgezeichnet. Die Nachgiebigkeit des Kraftsensors mit einer ermittelten Steifigkeit von 128 N mm^{-1} verursacht bei der maximalen Kraft von 30 N in den Versuchen eine Abweichung von 4 % zwischen vorgegebener Stauchung durch den Linearantrieb und tatsächlicher Stauchung der Probe. Daher wird der Wert der Stauchung nachträglich entsprechend der jeweils wirkenden Kraft korrigiert.

Aus den Probengeometrien ergeben sich für das analytische Modell mit dem E-Modul des Materials von 185 kPa und den Randbedingungen die folgenden „scheinbaren“ Module:

$$Y_{6\text{mm}} = 319,2 \text{ kPa}$$

$$Y_{10\text{mm}} = 251,1 \text{ kPa}$$

Zusätzlich zur Messung und dem analytischen Modell wird die Spannungs-Dehnungs-Kennlinie auch mittels einer FEM-Berechnung für den experimentellen Aufbau bestimmt. Dabei wird ein zweidimensionales achsensymmetrisches Modell für den Versuchsaufbau verwendet. Für das Elastomer wird das Mooney-Rivlin Modell aus Abschnitt 3.2.3 verwendet. Die Krafteinleitung erfolgt über zwei zusätzliche Teile, die einen festen Kontakt mit dem Elastomerkörper haben. Zur Bestimmung der Spannungs-Dehnungs-Kennlinie wird eine Stauchung von 50 % in 2,5 % Schritten vorgegeben und die jeweilige Kraftreaktion über die Fläche der Krafteinleitung in die entsprechende Spannung umgerechnet.

In Abbildung 3.22 sind die drei Spannungs-Dehnungs-Kennlinien aus analytischer Berechnung, FEM-Simulation und Messung für die beiden Probengeometrien dargestellt. Für die Probekörper mit einer Höhe von 6 mm stimmen alle drei Kennlinien gut überein. Bei der Geometrie mit einer Höhe von 10 mm weicht das analytische Modell bei höheren Stauchungen von den Messungen ab.

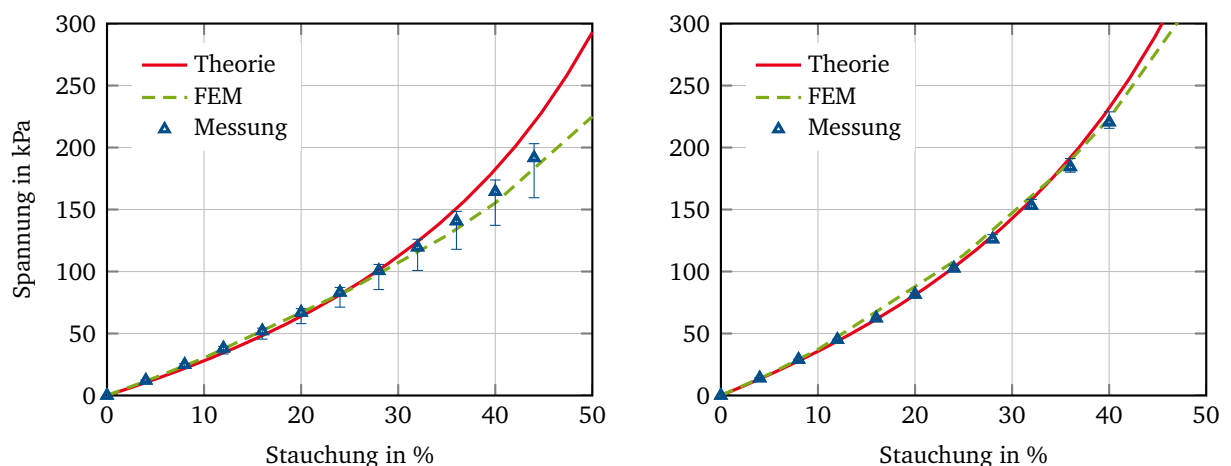


Abbildung 3.22.: Vergleich des analytischen Modells mit den Messungen an zwei unterschiedlichen Probengeometrien mit einer Höhe von links 10 mm und rechts 6 mm.

Somit kann der Einfluss der mechanischen Randbedingungen durch die feste seitliche Einspannung und das passive Material für einfache geometrische Anordnungen bis zu einer Stauchung von 20 % bis 30 % analytisch beschrieben werden. Für größere Stauchungen oder komplexere geometrische Anordnungen ist eine Vorhersage des Einflusses mit einer FEM-Simulation der entsprechenden Geometrie möglich.

3.2.5 Einfluss der Elektroden

Neben den äußeren mechanischen Randbedingungen beeinflussen die eingebrachten Elektroden-schichten in dem Wandlerstapel ebenfalls das mechanische Verhalten. FÖRSTER hat gezeigt, dass das mechanische Verhalten eines dielektrischen Elastomergenerators mit einer FEM-Simulation

beschrieben werden kann. Dazu werden die Elektroden-schichten mit einem im Vergleich zum Dielektrikum höheren E-Modul von in diesem Fall 450 kPa modelliert. Das Ergebnis der Simulation weicht dabei nur um 11 % von den Messdaten ab. [FMS13a]

Für eine analytische Betrachtung kann ein effektiver E-Modul für den Gesamtstapel aus den E-Moduln der Dielektrikums- und Elektroden-schichten mit den jeweiligen Schichtdicken berechnet werden. Für einen geschichteten dielektrischen Elastomerwandler, wie in Abbildung 3.23 dargestellt, kann der E-Modul mit der Annahme einer gleichmäßigen Dehnung nach VOIGT mit

$$Y_{\text{eff}}^{(\text{Voigt})} = \frac{Y_d h_d + Y_e h_e}{h_d + h_e} \quad (3.44)$$

oder unter der Annahme einer gleichmäßigen mechanischen Spannung nach REUSS mit

$$Y_{\text{eff}}^{(\text{Reuss})} = \frac{Y_d Y_e (h_d + h_e)}{Y_d h_e + Y_e h_d} \quad (3.45)$$

berechnet werden. [LFZ09]



Abbildung 3.23.: Schichtaufbau eines dielektrischen Elastomerstapelwandlers mit mehreren Elektroden- und Dielektrikumsschichten.

Diese beiden E-Moduln geben dabei eine Ober- und Untergrenze für den E-Modul des Kompositmaterials an [Hil52]. Zur Ermittlung des E-Moduls der Elektroden-schichten wurde von FÖRSTER das Modell von Voigt verwendet [För12]. Auch ROSSET schlägt das Voigt-Modell zur Berechnung des effektiven E-Moduls von einem Elastomerfilm mit beidseitiger Elektrodenbeschichtung vor [RS13].

Für ein typisches Schichtdickenverhältnis von 1:10 für die Dicke der Elektroden-schicht zur Dicke des Dielektrikums ergeben sich mit dem ermittelten E-Modul für das Elastomer von 185 kPa und dem von FÖRSTER bestimmten E-Modul der Elektroden von 450 kPa die folgenden E-Moduln für den gesamten Stapel:

$$Y_{\text{eff}}^{(\text{Voigt})} \approx 210 \text{ kPa}$$

$$Y_{\text{eff}}^{(\text{Reuss})} \approx 195 \text{ kPa}$$

Die von LOTZ gemessenen E-Moduln für Pumpenaktoren in der Größenordnung von 260 kPa bis 350 kPa widersprechen den hier ermittelten kleineren Werten nicht. Die Messung des E-Moduls erfolgte mit einem kleinen Stempel mit einer Fläche von 1 mm^2 in der Mitte des Aktormoduls. Durch den sehr großen passiven Rand ($r_a \gg r_i$) und die laterale Fixierung der Krafteinleitung ist der gemessene E-Modul um 35 % größer wie der tatsächliche E-Modul. Daraus ergibt sich der E-Modul der Aktoren zu 200 kPa bis 260 kPa. Dies liegt im Bereich der hier ermittelten Werte bzw. kann mit einer dickeren Elektroden-schicht erklärt werden.

Der Einfluss der Elektroden kann somit entweder durch eine Modellierung entsprechender Elektroden-schichten in einem FEM-Modell erfolgen, oder für einfache geometrische Anordnungen und kleine maximale Dehnungen durch die Verwendung eines effektiven E-Moduls für die analytische

Berechnung. Eine Vernachlässigung des Einflusses der Elektroden auf den E-Modul ergibt mit den oben genannten Werten einen Fehler von ca. 10 %. Dem gegenüber steht die überproportionale Zunahme des Modellierungs- und Berechnungsaufwands für das FEM-Modell. Zusätzlich kommen Probleme durch die unterschiedlichen Abmessungen, die für die Schichtstrukturen im Mikrometerbereich und für die lateralen Abmessungen des Aktors im Millimeterbereich liegen, hinzu. Daher wird für die folgenden FEM-Berechnungen der Fehler durch die Vernachlässigung der Elektrodenschichten in Kauf genommen und rein das Elastomer durch das hyperelastische Modell mit entsprechender elektrostatischer Druckbelastung für die Modellierung des Aktors verwendet.

3.2.6 Viskoelastizität

Neben dem statischen Spannungs-Dehnungs-Verhalten weisen Polymere auch einen zeitabhängigen Spannungs- bzw. Dehnungsanteil auf. Beim Belasten des Materials mit einer konstanten mechanischen Spannung kann eine langsam zunehmende Dehnung, das sogenannte Kriechen, beobachtet werden. Wird das Material mit einer konstanten Dehnung beaufschlagt, nimmt die mechanische Spannung mit der Zeit wieder ab, das sogenannte Relaxieren. In Abbildung 3.24 ist die Relaxation eines Probekörpers aus Elastosil P7670 auf rampenförmige Stauchungssprünge mit Endwerten von 10 %, 20 % und 30 % dargestellt.

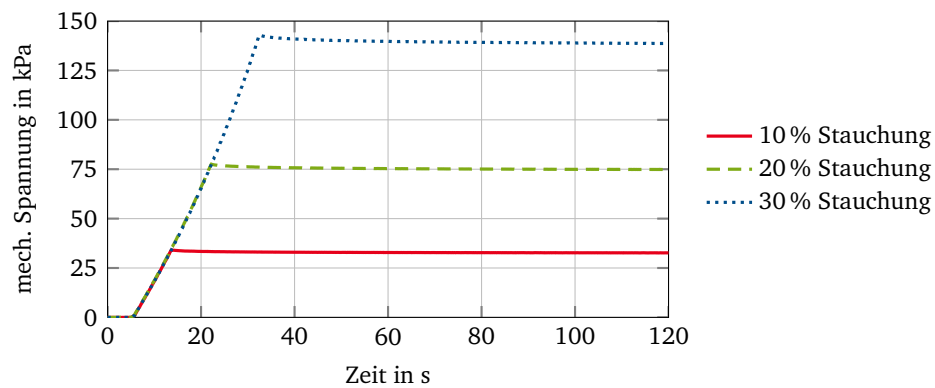


Abbildung 3.24.: Relaxation eines Probekörpers aus Elastosil P7670 mit einem Durchmesser von 15 mm und einer Höhe von 6 mm. Die Stauchung und Kraftmessungen erfolgt über fest mit der Probe verbundene Glasplatten mit einem Durchmesser von 12 mm in der Mitte der Probe.

Im Verhältnis zur absoluten mechanischen Spannung ist die Abnahme der Spannung durch die Relaxation bei diesem Material und den betrachteten Stauchungen von 10 %, 20 % und 30 % sehr viel kleiner. Daher zeigt Abbildung 3.25 die Abnahme der Spannung nach dem Ende der rampenförmigen Stauchung der Probe.

Eine erste mathematische Beschreibung dieser „elastischen Nachwirkung“ liefert BOLTZMANN mit seinem Superpositions-Integral: [Bol76]

$$T(t) = \int_{-\infty}^t Y_{\text{rel}}(t - \tau) \frac{dS(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (3.46)$$

Dabei ist Y_{rel} die Relaxationsfunktion und beschreibt das „Gedächtnis“ des Materials, in dem auch vorherige Dehnungszustände Einfluss auf die aktuelle Spannung haben. Hierfür wird ein lineares Materialverhalten angenommen, damit die einzelnen Spannungsanteile superponiert werden dürfen.

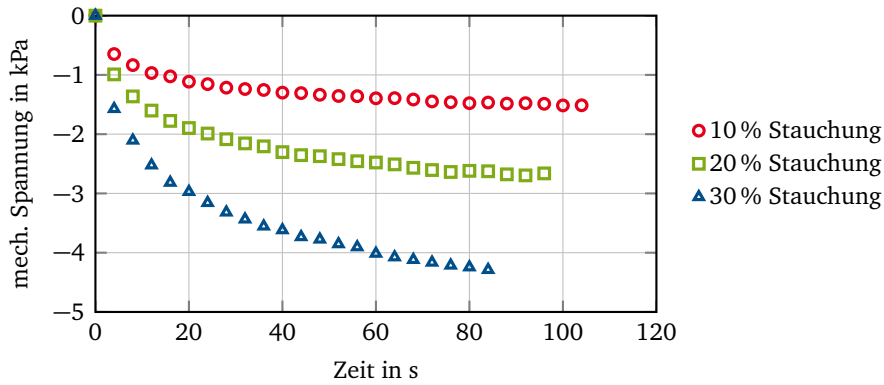


Abbildung 3.25.: Abnahme der mechanischen Spannung nach Ende des rampenförmigen Stauchungsanstiegs für die Probengeometrie mit einer Höhe von 6 mm.

Die Spannung kann auch durch eine instantane Komponente, abhängig von der aktuellen Dehnung, und einer relaxierenden Komponente ausgedrückt werden.

$$T(t) = Y_{\text{inst}} S(t) + \int_{-\infty}^t \left(Y_{\text{rel}}(t - \tau) - Y_{\text{inst}} \right) \frac{dS(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (3.47)$$

Die Relaxationsfunktion Y_{rel} dieses linearen viskoelastischen Modells muss dabei aus Experimenten bestimmt werden.

Analog wird auch die Dehnung von linear viskoelastischen Materialien von den vorherigen Spannungszuständen beeinflusst:

$$S(t) = \int_{-\infty}^t K(t - \tau) \frac{dT(\tau)}{d\tau} d\tau \quad (3.48)$$

Dabei bezeichnet K die Kriech- bzw. Retardationsfunktion des Materials und stellt die Dehnungsantwort auf eine sprunghafte Änderung der mechanischen Spannung dar.

Neben dieser allgemeinen Beschreibung sind in der Literatur verschiedene konkrete mechanische Modelle mit konzentrierten Elementen, bestehend aus Federn und Dämpfern, zur Beschreibung der linearen Viskoelastizität bekannt:

- Kelvin-Voigt-Modell
- Maxwell-Modell
- Standard-Festkörper-Modell

Abbildung 3.26 zeigt die entsprechenden mechanischen Systeme. Das Standard-Festkörper-Modell ist dabei eine Erweiterung des Maxwell-Modells um ein überlagertes rein elastisches Verhalten des Materials.

Diese Modelle legen die Form der Relaxationsfunktion fest und erlauben somit eine Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens durch eine begrenzte Anzahl an Modellparametern, die über eine Kurvenanpassung aus Messungen des Kriech- oder Relaxationsverhaltens bestimmt werden können. Die Funktionen für die drei Modelle ergeben sich nach [BHK11; Lio07] zu:

Kelvin-Voigt-Modell:

$$\begin{aligned} Y_{\text{inst}} &= Y_1 \\ Y_{\text{rel}} - Y_{\text{inst}} &= \eta \delta(t - \tau) \end{aligned} \quad (3.49)$$

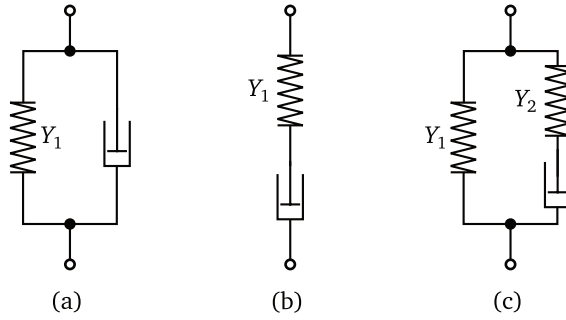


Abbildung 3.26.: Mechanische Ersatzschaltbilder des (a) Kelvin-Voigt-, (b) Maxwell- und (c) Standard-Festkörper-Modells.

Maxwell-Modell:

$$\begin{aligned} Y_{inst} &= 0 \\ Y_{rel} - Y_{inst} &= Y_1 e^{-\frac{(t-\tau)Y_1}{\eta}} \end{aligned} \quad (3.50)$$

Standard-Festkörper-Modell:

$$\begin{aligned} Y_{inst} &= Y_1 \\ Y_{rel} - Y_{inst} &= Y_2 e^{-\frac{(t-\tau)Y_2}{\eta}} \end{aligned} \quad (3.51)$$

Bei dem Maxwell- bzw. Standard-Festkörper Modell wird das Relaxieren mit einem exponentiellen Abklingen beschrieben. Damit ist ein Anpassen an das gemessene Verhalten nur für einen kleinen Zeit- und Frequenzbereich möglich. Deshalb werden meist generalisierte Modelle, die aus mehreren parallel geschalteten Maxwell-Modellen bestehen, verwendet. Das viskoelastische Verhalten wird dann durch eine Reihe von Exponentialfunktionen, sogenannten Prony-Reihen, beschrieben. Dies ermöglicht die Anpassung des Modells an das Materialverhalten für einen größeren Zeit- und Frequenzbereich zum Preis einer stark erhöhten Anzahl an Modellparametern. [SG01]

Fraktionales Element

Eine alternative Möglichkeit zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens von Polymeren ist die Verwendung von fraktionalem Ableitungen in den Modellgleichungen. Diese Modellierung wurde erstmals 1938 von GERMANT vorgeschlagen, nachdem er eine Abhängigkeit der Dämpfungseigenschaften von nicht-ganzzahligen Potenzen der Frequenz beobachtete. BAGLEY und TORVIK zeigten, dass sich aus der molekularen Theorie für viskoelastisches Verhalten Ableitungen mit fraktionaler Ordnung ergeben. [BT83]

Die Riemann-Liouville Definition der fraktionalem Ableitung ist: [SG01]

$$\frac{d^\nu}{dt^\nu} f(t) = \frac{1}{\Gamma(1-\nu)} \frac{d}{dt} \int_0^t (t-\tau)^{-\nu} f(\tau) d\tau \quad (3.52)$$

Dabei beschreibt Γ die Gammafunktion und $0 \leq \nu < 1$ den fraktionalem Grad der Ableitung. Wie zu erkennen ist, wird die fraktionalem Ableitung nicht nur von dem aktuellen Funktionswert beeinflusst, sondern auch von den vorherigen Werten und passt somit zu der allgemeinen Beschreibung der linearen Viskoelastizität.

Im mechanischen Ersatzschaltbild wird das fraktionale Element als Raute dargestellt. Die mechanische Spannung eines solchen Elements ergibt sich zu

$$T(t) = p \frac{d^\nu}{dt^\nu} S(t) \quad (3.53)$$

mit dem Proportionalitätsfaktor p und dem fraktionalen Grad ν des Elements. Durch das Ersetzen der Dämpferelemente in den Standard-Modellen durch fraktionale Elemente wird eine bessere Anpassung an das reale Materialverhalten für einen größeren Frequenz- bzw. Zeitbereich mit einer geringeren Anzahl an Parametern erreicht. [Koe84]

LOTZ und MATYSEK verwenden ein entsprechend modifiziertes Standard-Festkörper-Modell zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens des Materials Elastosil P7670. Mit diesem Modell haben sie eine gute Übereinstimmung mit ihren Messungen in einem Frequenzbereich von 10 Hz bis 1 kHz gefunden. [Lot09; Mat10]

Für die in dieser Arbeit betrachtete Anwendung der dielektrischen Elastomerwandler als Gasventil bzw. als Generator liegt der betrachtete Frequenzbereich für das Schalten des Ventils bzw. das Durchführen eines Generatorzyklus unter 1 Hz. Daher erfolgt die Parameterbestimmung im Zeitbereich und nicht im Frequenzbereich. Hierzu wird das mechanische Modell in Matlab/Simulink implementiert und die mechanische Spannung für eine definierte Dehnungsfunktion berechnet.

Für die Implementation eines fraktionalen Elements in Matlab/Simulink stehen zwei unterschiedliche Toolboxes zur Verfügung. Die erste Toolbox von SIEROICIUK; MALESZA und MACIAS führt die fraktionale Ableitung im Zeitbereich gemäß der Gleichung 3.52 durch [SMM12]. Eine weitere Toolbox mit dem Namen „ninteger“ von VALÉRIO und SÁ DA COSTA approximiert das Übertragungsverhalten des fraktionalen Elements in einem definierbaren Frequenzbereich durch eine rationale Übertragungsfunktion. Die numerische Simulation erfolgt dann unter Verwendung der approximierten Übertragungsfunktion [VS04].

Die benötigte Rechenzeit für die Durchführung einer Simulation ist bei der ersten Toolbox deutlich größer als bei der zweiten. Zudem treten bei der Simulation vermehrt Konvergenzprobleme auf, so dass für die folgenden numerischen Berechnungen die Toolbox „ninteger“ verwendet wird. Das Übertragungsverhalten wird mittels der „Crone“ Methode in einem Frequenzbereich von 0,001 Hz bis 10 Hz mit 10 Null- und Polstellen angenähert.

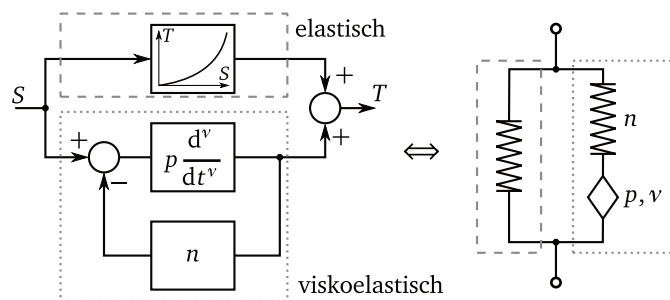


Abbildung 3.27.: Implementation des mechanischen Modells zur Berechnung der mechanischen Spannung.

Das implementierte mechanische Standard-Festkörper-Modell zur Berechnung der mechanischen Spannung ist in Abbildung 3.27 dargestellt. Die einzelne Feder wird dabei durch eine hinterlegte nichtlineare Kennlinie beschrieben, die sich aus dem statischen Materialmodell und den mechanischen Randbedingungen ergibt. Die Berechnung der Kennlinie erfolgt dabei für einfache geometrische Anordnungen über einen analytischen Ansatz oder im allgemeinen Fall über eine

FEM-Simulation des entsprechenden Aufbaus. Der viskoelastische Teil, bestehend aus Feder und fraktionalem Element, wird als Feedback-Schleife abgebildet. Im Vorwärtszweig liegt das fraktionale Element, auf das die äußere Dehnung abzüglich der Dehnungskomponente der Feder wirkt. Diese Schleife kann entweder direkt in Simulink verwendet werden, oder es wird eine im Vorfeld berechnete Übertragungsfunktion der Reihenschaltung aus Feder und fraktionalem Element verwendet.

Zum Vergleich des Modells mit dem realen Materialverhalten werden an den beiden Probengeometrien aus Abbildung 3.21 Relaxationsmessungen durchgeführt. Dabei wird der Dehnungs- und Spannungsverlauf über der Zeit mittels eines Lasertriangulators und eines Kraftsensors erfasst. Der gemessene Dehnungsverlauf wird als Eingangsgröße für die numerische Simulation verwendet. Über ein Optimierungsverfahren werden die drei Parameter des viskoelastischen Modells bestimmt.

Tabelle 3.3 zeigt die ermittelten Parameter für die drei Stauchungsstufen bei der Probengeometrie mit der Höhe von 10 mm. Dabei ist zu erkennen, dass ein Parametersatz dieses Modells nur für eine konkrete Stauchung mit den Messwerten in Übereinstimmung gebracht werden kann. Für eine Probengeometrie muss der Parameter n an die entsprechende Stauchung angepasst werden. Die Parameter des fraktionalen Elements bleiben für alle drei Stauchungsstufen identisch.

Tabelle 3.3.: Modellparameter des viskoelastischen Modells für die Probengeometrie mit einer Höhe von 10 mm.

Stauchung	10 %	20 %	30 %
n	70 kPa	100 kPa	400 kPa
p	73 kPa	73 kPa	73 kPa
ν	0,45	0,45	0,45

In Anbetracht des nichtlinearen statischen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens ist eine Dehnungsabhängigkeit der Parameter des viskoelastischen Teilmodells plausibel. Da sich die ermittelten Parametersätze aus Tabelle 3.3 nur in der Federsteifigkeit n unterscheiden, wird das Modell um eine Abhängigkeit dieses Parameters des viskoelastischen Teilmodells von der aktuellen Gesamtdehnung ergänzt. Abbildung 3.28 zeigt das erweiterte Modell.

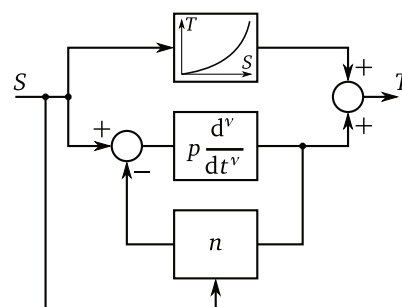


Abbildung 3.28.: Erweitertes mechanisches Modell mit Abhängigkeit der Federsteifigkeit n von der Gesamtdehnung.

Die Kennlinie der Federsteifigkeit wird dabei durch vier Werte für die Stauchungen 0 %, 10 %, 20 % und 30 % beschrieben. Zwischenwerte werden während der Simulation durch lineare Interpolation ermittelt. In einem iterativen Prozess werden die Werte optimiert bis eine gute Übereinstimmung

zwischen der Berechnung des Modells und den Messwerten erreicht wird. In Abbildung 3.29 sind die ermittelten Kennlinien für die beiden Probengeometrien dargestellt.

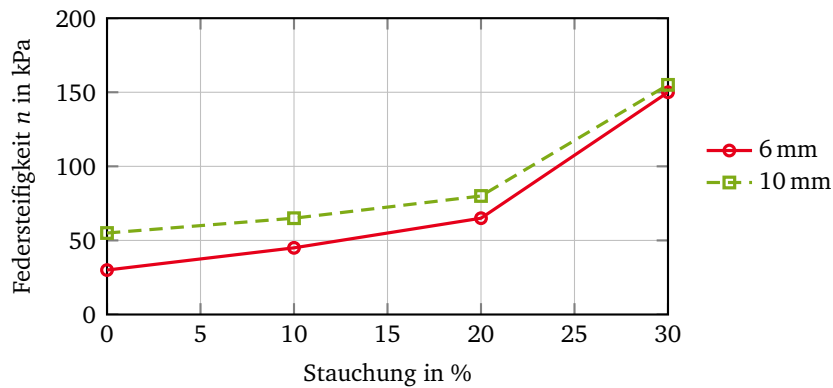


Abbildung 3.29.: Abhängigkeit der Federsteifigkeit n von der Gesamtdehnung für die beiden Probengeometrien.

Das Anpassen der Modellparameter an die Messungen für die beiden Probengeometrien bei jeweils drei Stauchungsstufen liefert für die Federsteifigkeit die Kennlinien aus Abbildung 3.29 und die Parameter für das fraktionale Element aus Tabelle 3.4.

Tabelle 3.4.: Parameter für das fraktionale Element des viskoelastischen Modells.

Probenhöhe	6 mm	10 mm
p	100 kPa	73 kPa
ν	0,53	0,45

Es ist zu erkennen, dass das Verhältnis des Parameters p der beiden Proben mit 0,73 sehr nah an dem Verhältnis der scheinbaren E-Module für die beiden Geometrien mit 0,79 liegt. Daraus lässt sich die Vermutung ableiten, dass sich der Parameter p für unterschiedliche Randbedingungen ähnlich dem E-Modul verhält. Auch das Verhältnis des Grads der fraktionalen Ableitung beider Geometrien liegt mit 0,85 in der Nähe des Einflusses der Randbedingungen auf den E-Modul. Die Kennlinie der Federsteifigkeit zeigt ein reziprokes Verhalten zu den anderen Parametern. Für die dünnere Probengeometrie nimmt die Steifigkeit der Feder für kleine Stauchungen gegenüber der dickeren Probe ab. Bei höheren Stauchungen steigt die Steifigkeit an und die Werte für beide Geometrien nähern sich einander an.

Die gemessenen und berechneten Relaxationsvorgänge für die beiden Geometrien sind in Abbildung 3.30 dargestellt. Das erweiterte Modell bildet dabei das reale Verhalten des Materials bei unterschiedlichen Stauchungen für die beiden Probengeometrien gut ab.

Mit diesem mechanischen Modell ist es somit möglich, das nichtlineare Verhalten im statischen Fall und die viskoelastischen Effekte im niederfrequenten Bereich abzubilden. Der Einfluss der mechanischen Randbedingungen kann für das statische Verhalten bei einfachen geometrischen Anordnungen analytisch berechnet werden oder im allgemeinen Fall durch eine FEM-Simulation bestimmt werden. Für das viskoelastische Modell liegt die Vermutung vor, dass die Parameter ν und p des fraktionalen Elements von den Randbedingungen abhängen. Der Proportionalitätsfaktor p scheint sich dabei wie der E-Modul zu verändern.

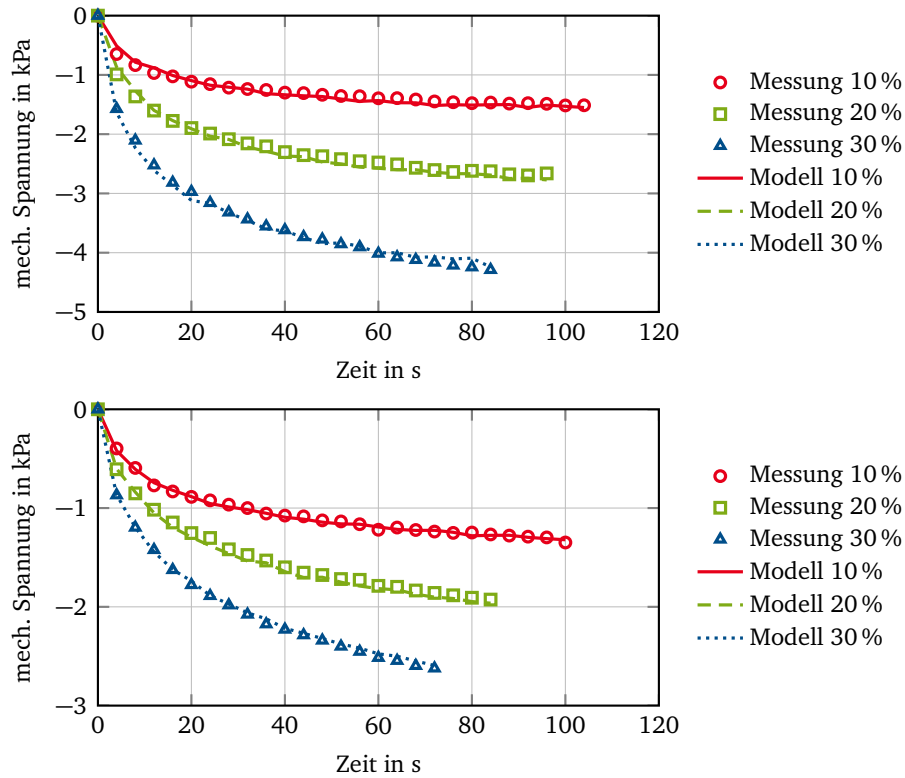


Abbildung 3.30.: Vergleich der Relaxationsmessung mit dem viskoelastischen Modell für die Probengeometrien mit einer Höhe von 6 mm (oben) und 10 mm (unten).

3.3 Elektrisches Modell

Das elektrische Verhalten eines dielektrischen Elastomerwandlers ist durch die Permittivität und Leitfähigkeit des Dielektrikums und der Leitfähigkeit der Elektroden bestimmt. Für eine einzelne Schicht kann das elektrische Modell mit seriellen Widerständen für die Elektrodenschichten und die Kontaktierung sowie mit einem Kondensator mit parallelem Widerstand für die Dielektrikumschicht beschrieben werden.

Für eine gestapelte Wandleranordnung mit N Schichten ist das elektrische Modell durch eine Parallelschaltung von N Einzelschichtmodellen gegeben, wobei sich zwei benachbarte Schichten die Zuleitung und Elektrode teilen und sich somit die seriellen Widerstände für die mittleren Schichten verdoppeln.

Unter der Annahme einer gleichmäßigen Verformung aller Schichten und der Annahme eines sehr großen Parallelwiderstands kann dieses Modell auf zwei Parameter reduziert werden, die sich aus der Anzahl der Schichten und den Einzelschichtparametern wie folgt berechnen lassen: [Mat10].

$$R_s = \frac{1}{N} \cdot R_s^{(e)} \quad (3.54)$$

$$C = N \cdot C^{(e)} \quad (3.55)$$

Wird der Parallelwiderstand nicht vernachlässigt, muss im reduzierten Modell ebenfalls ein Parallelwiderstand mit dem folgenden Wert eingefügt werden:

$$R_p = \frac{1}{N} \cdot R_p^{(e)} \quad (3.56)$$

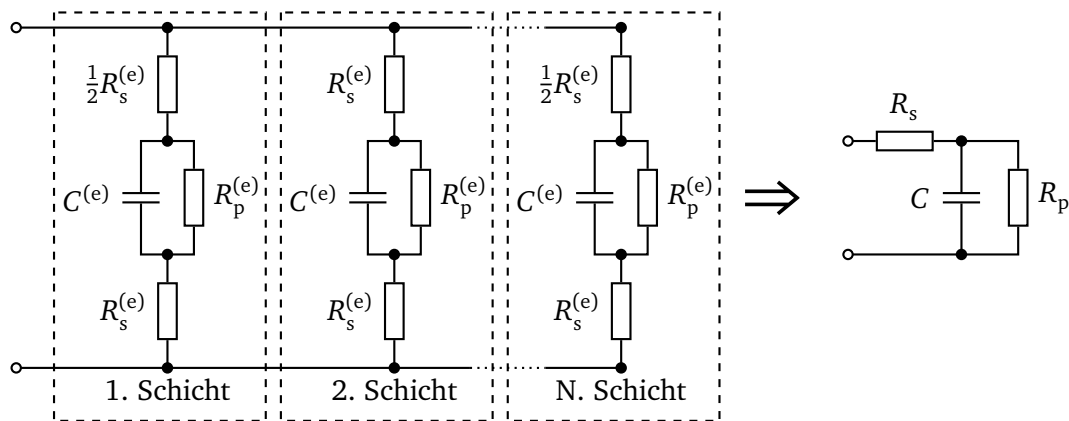


Abbildung 3.31.: Elektrisches Ersatzschaltbild eines dielektrischen Elastomerstapelwandlers mit N Schichten und das resultierende reduzierte Modell unter der Annahme einer gleichmäßigen Deformation aller Schichten.

Das resultierende reduzierte elektrische Ersatzschaltbild und die vollständige Form mit einzelnen Schichten sind in Abbildung 3.31 dargestellt.

Wird der Wandler durch eine externe mechanische Kraft oder den elektrostatischen Druck im Aktorbetrieb verformt, ändert sich die Geometrie des Wandlers und darüber auch die elektrischen Parameter. Für kleine Dehnungen können diese Änderungen bei der Modellbildung für aktorische Anwendungen vernachlässigt werden. Im Falle von sensorischen oder generatorischen Anwendungen sind diese Effekte entscheidend für die jeweilige Funktion und müssen entsprechend in einem Modell berücksichtigt werden.

Die Verformung der Wandler wird, wie bereits gezeigt, durch den Einfluss mechanischer Randbedingungen verändert. Dies wirkt sich auch auf die Änderung der elektrischen Parameter unter Stauchung aus. Die Annahme einer gleichmäßigen Verformung aller Schichten und damit identischer elektrischer Parameter ist für diese Fälle nicht gegeben und eine Vereinfachung des Modells nur in bestimmten Grenzen möglich.

Im folgenden Abschnitt werden die Abhängigkeit der drei Parameter Serienwiderstand, Parallelwiderstand und Kapazität von der mechanischen Verformung und unter Berücksichtigung der Randbedingungen untersucht und daraus ein elektrisches Gesamtmodell abgeleitet.

3.3.1 Messung der Stauchungsabhängigkeit

Zur Messung der Stauchungsabhängigkeit der elektrischen Parameter wird ein 50-schichtiger dielektrischer Elastomerwandler verwendet. Dieser hat einen Gesamtdurchmesser von 50 mm, einen Durchmesser des aktiven Bereichs von 40 mm und eine Einzelschichtdicke von $50\mu\text{m}$. Um eine homogene Stauchung aller Schichten zu erreichen, erfolgt die Ankopplung des Stempels an den Wandler über passive Silikonkissen mit einer Dicke von 6 mm auf beiden Seiten des Wandlers. Die Stauchung wird von außen über einen Linearantrieb erzeugt und die benötigte Kraft mit einem zusätzlichen Sensor erfasst. Die Nullposition wird über die gemessene Kraft von 0,1 N bis 0,2 N eingestellt. Abbildung 3.32 zeigt den verwendeten Aufbau mit einem ungestauchten Elastomerwandler.

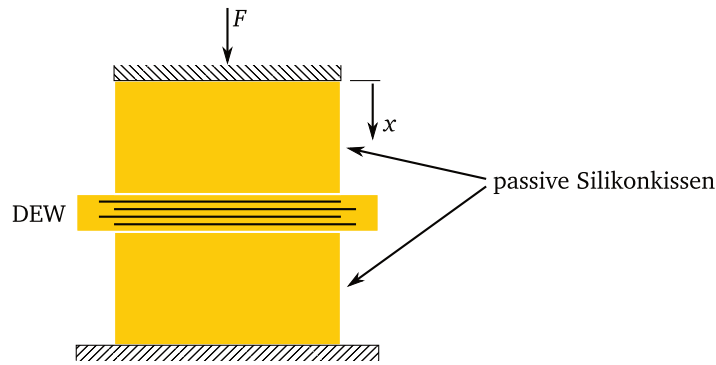


Abbildung 3.32.: Messaufbau zur Bestimmung der Abhängigkeit der elektrischen Parameter von der mechanischen Stauchung des dielektrischen Elastomerwandlers.

3.3.2 Serienwiderstand

Der Serienwiderstand der dielektrischen Elastomerwandler setzt sich primär aus zwei Komponenten zusammen. Zum einen aus dem Zuleitungswiderstand innerhalb des Wandlers, der durch das Elektrodenmaterial und die Geometrie der Zuleitung bestimmt ist, und zum anderen aus dem Kontaktwiderstand zwischen interner Graphitelektrode und externer Zuleitung.

Eine Messung des Serienwiderstands ist unter Annahme des Aktors als R-C-Glied aus dem Impedanzfrequenzgang möglich. In diesem Fall nimmt die Impedanz bei hohen Anregungsfrequenzen den Wert des seriellen Widerstands R_s an. Die Messung der Impedanz erfolgt über die Anregung des Aktors mit einer sinusförmigen Spannung mit einer Amplitude von 200 V. Aus der gemessenen Stromamplitude wird die Impedanz berechnet. In Abbildung 3.33 sind die so ermittelten Frequenzgänge des verwendeten Aktors für unterschiedliche Stauchungen dargestellt.

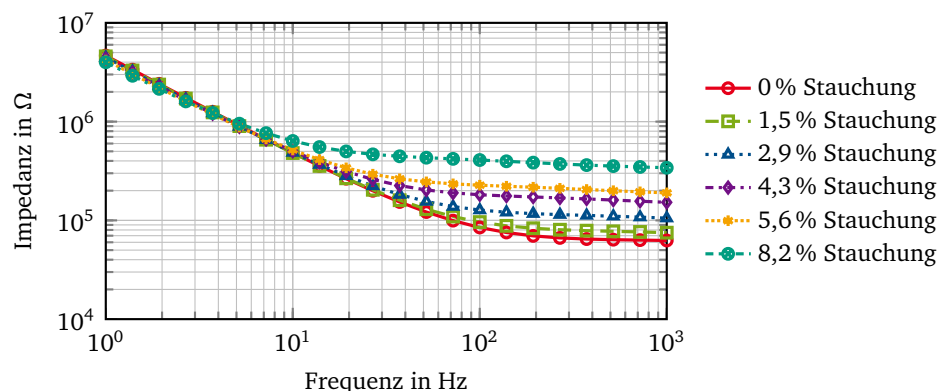


Abbildung 3.33.: Impedanzverlauf eines 50-schichtigen dielektrischen Elastomerwandlers mit einem aktivem Bereich von 40 mm Durchmesser und einer Schichtdicke von 50 μm .

Wie an den Kennlinien zu erkennen ist, weichen diese bei höheren Frequenzen von denen reiner R-C-Schaltungen ab. Anstelle eines konstanten Werts nehmen die Impedanzen leicht ab. Dieser Effekt ergibt sich aus der begrenzten Leitfähigkeit der Elektroden-schichten in dem Wandler. Um dieses Verhalten im Modell nachbilden zu können, darf die Kapazität nicht zu einer Gesamtkapazität mit einem einzelnen Serienwiderstand zusammengefasst werden, sondern muss, wie in Abbildung 3.34 dargestellt, in mehrere Segmente aufgeteilt werden, die über Widerstände miteinander verbunden sind.

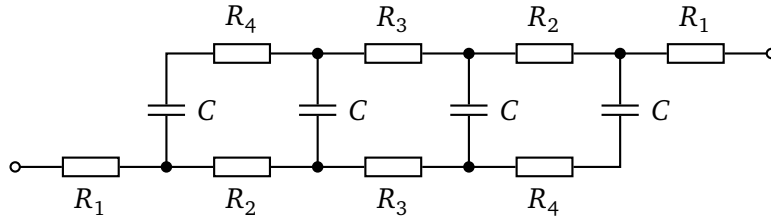


Abbildung 3.34.: Elektrisches Ersatzschaltbild des Wandlers mit verteilter Kapazität.

Die Berechnung der Impedanz dieses verteilten Modells mit vier Segmenten und die Ermittlung der Parameter ist in Anhang B beschrieben. Abbildung 3.35 zeigt die relativen Abweichungen des einfachen R-C-Modells und des „4-Segment“-Modells von den Messdaten. Wie zu erkennen ist, bildet das verteilte Modell die Messdaten über den gesamten Frequenzbereich mit einer maximalen relativen Abweichung von 5,5 % ab. Im Gegensatz dazu weicht das einfache R-C-Modell stärker von den Messdaten ab und weist relative Fehler bis zu 16 % auf.

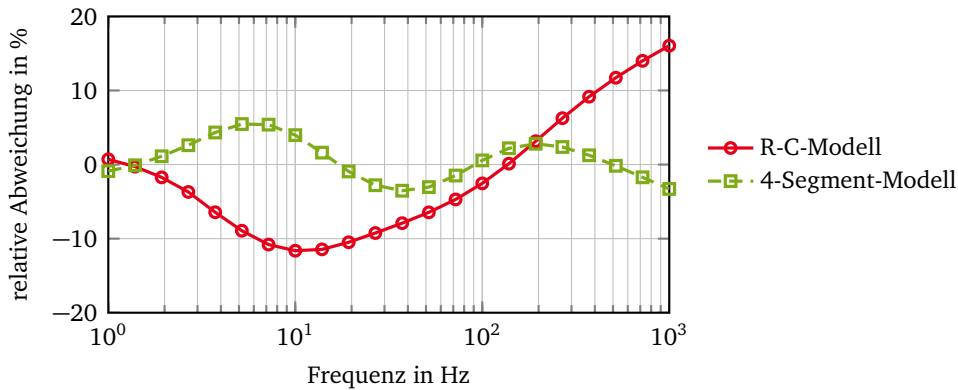


Abbildung 3.35.: Relative Abweichung der Modellfrequenzgänge von den Messdaten für eine Stauung von 8,2 %.

Mit einer weiteren Verfeinerung des Modells könnten die Messdaten genauer abgebildet werden. Allerdings können die Parameter für ein solches Modell nur noch begrenzt vorhergesagt werden und müssen aus realen Messungen extrahiert werden. Daher ist es sinnvoll, ein einfacheres Modell mit einer eingeschränkten Gültigkeit für die Modellbildung zu verwenden. Für die betrachteten Anwendungen liegen die benötigten Frequenzen unter 10 Hz. Bei dem Gasventil kommt hinzu, dass die Elektrode deutlich kleiner ist als bei dem hier verwendeten Wandler und dieser Effekt somit einen kleineren Einfluss hat.

Tabelle 3.5 zeigt die ermittelten Parameter für ein R-C-Modell im Bereich bis 10 Hz und bis 1 kHz mit dem jeweils maximalen relativen Fehler f . Im unteren Frequenzbereich beschreibt ein reines R-C-Glied das gemessene Verhalten des Wandlers mit einer maximalen Abweichung von 4 %. Die Serienwiderstände sind für diese Modelle deutlich höher als im gesamten Frequenzbereich. Mit der Schaltung aus Abbildung 3.34 ergibt sich bei hohen Frequenzen ein Serienwiderstand für die ermittelten Parameter von

$$R_s \approx 2R_1 + 2\frac{R_2R_4}{R_2 + R_4} + \frac{1}{2}R_3 = 265 \text{ k}\Omega. \quad (3.57)$$

Bei niedrigen Frequenzen hingegen ergibt sich der Serienwiderstand näherungsweise zu der Summe der Einzelwiderstände

$$R_s \approx 2R_1 + R_2 + R_3 + R_4 = 580 \text{ k}\Omega. \quad (3.58)$$

Dies begründet den deutlichen Unterschied zwischen den ermittelten Serienwiderständen für die beiden Frequenzbereiche. Da dies nur sehr grobe Näherungen sind und vornehmlich den Effekt erklären sollen, weichen die berechneten Werte stark von den direkt aus den Messwerten ermittelten Parametern ab.

Tabelle 3.5.: R-C-Modellparameter für den Frequenzbereich bis 10 Hz und für den kompletten Frequenzbereich.

Stauchung	C	bis 10 Hz		bis 1 kHz	
		R_s	f	R_s	f
0 %	34,2 nF	132 k Ω	0,5 %	64 k Ω	9 %
1,5 %	34,8 nF	149 k Ω	0,6 %	79 k Ω	9 %
2,9 %	35,8 nF	218 k Ω	1,7 %	114 k Ω	10 %
4,3 %	36,8 nF	277 k Ω	2,2 %	171 k Ω	12 %
5,6 %	38,0 nF	326 k Ω	2,7 %	216 k Ω	14 %
8,2 %	39,8 nF	527 k Ω	4,0 %	396 k Ω	16 %

Zur Bestimmung des Serienwiderstands aus den Materialdaten und der Geometrie des Aufbaus, wird der interne Zuleitungswiderstand über die Geometrie der Zuleitung und den dehnungsabhängigen Flächenwiderstand berechnet.

$$R_{s,i} = R_{\square} \cdot k \quad (3.59)$$

Der Geometriefaktor k ist für rechteckige Elektroden, die entlang der kompletten Breite kontaktiert sind, über das Verhältnis aus Länge und Breite der Elektrode definiert. Für die Stapelwandler ist die Bestimmung dieses Faktors schwierig, da neben dem eigentlichen Zuleitungsbereich auch die Elektrode im aktiven Bereich zum Gesamtwiderstand beitragen. Werden die beiden gegenüberliegenden Elektroden zu einer zusammengefasst, kann mit einer numerischen Simulation der Widerstand zwischen den beiden Kontaktstellen berechnet werden. Aus der Dicke der simulierten Elektrodenschicht und dem verwendeten Flächenwiderstand ergibt sich so der Geometriefaktor für die Anordnung. Für die verwendete Aktorgeometrie wird der Geometriefaktor mit dieser Methode in ANSYS Workbench berechnet. Für die Kontaktstellen wird je ein Durchmesser von 1 mm angenommen und der Abstand der gegenpoligen Kontaktierung wird mit 45 mm modelliert. Hieraus ergibt sich für den Geometriefaktor ein Wert von 45.

Nach LOTZ ergibt sich für den Flächenwiderstand R_{\square} bei dem verwendeten Graphitmaterial und einem Grundwiderstand von 12 k Ω_{\square} eine näherungsweise lineare Abhängigkeit von der Flächen-dehnung im Bereich bis 20 % Dehnung. [Lot09]

$$R_{\square} \approx R_{\square 0} \cdot (1 + 10 \cdot S_A) \quad (3.60)$$

Der gesamte Serienwiderstand ergibt sich aus der Parallelschaltung von $N/2$ Flächenwiderständen, die sich jeweils aus dem Widerstand der internen Elektrodenschicht $R_{s,i}$ und dem Kontaktwiderstand R_k zur äußeren Zuleitung zusammensetzen.

$$R_s = \frac{2}{N} \cdot (R_{s,i} + R_k) \quad (3.61)$$

In Abbildung 3.36 ist der berechnete Serienwiderstand im Vergleich zu den ermittelten Werten dargestellt. Im ungestauchten Zustand weicht der berechnete Widerstand um 37 k Ω von dem Wert für 1 kHz ab. Diese Differenz kann durch den Kontaktwiderstand erklärt werden. HAUS et al. haben für einen ähnlichen Aktoraufbau einen Kontaktwiderstand von 22 k Ω ermittelt [Hau + 13].

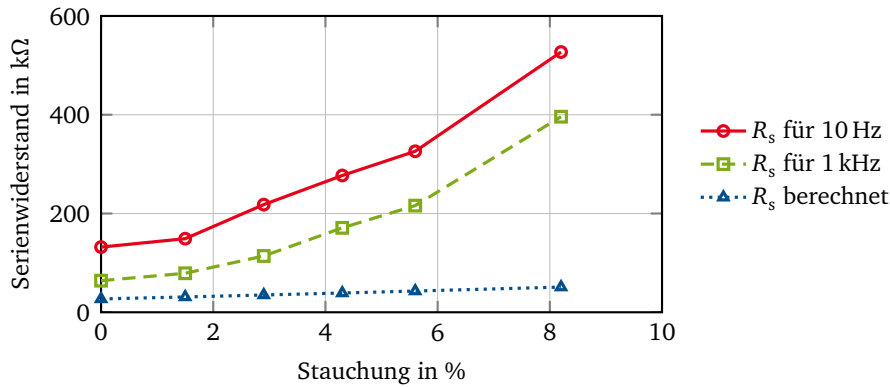


Abbildung 3.36.: Vergleich der aus den Messdaten ermittelten Serienwiderstände mit den berechneten Werten aus der Geometrie und dem dehnungsabhängigen Schichtwiderstand.

Die Ursache für die mit zunehmender Stauchung stark ansteigender Abweichung ist ungeklärt. Mögliche Ursachen sind eine Dehnungsabhängigkeit des Kontaktwiderstands oder eine größere Dehnungsempfindlichkeit des Flächenwiderstands im Schichtverbund. Die angenommene Steigung von R_{\square} wurde an offen liegenden Graphitschichten gemessen. Eine Veränderung dieser Steigung durch das Aufbringen einer weiteren Silikonschicht kann nicht ausgeschlossen werden.

3.3.3 Kapazität

Der zweite elektrische Parameter der Wandler stellt die Kapazität dar. Über diesen Wert kann die Qualität der Wandler in Form der Anzahl der kontaktierten Elektroden-schichten bestimmt werden. Hierfür wird die gemessene Kapazität mit dem geometrischen Aufbau verglichen. Die Änderung der Kapazität bei mechanischer Verformung ist besonders für die Verwendung als Generator von Bedeutung. Da durch die mechanischen Randbedingungen keine homogene Verformung im ganzen Wandler vorliegt, ist auch die Kapazitätsänderung von den Randbedingungen abhängig. Im Folgenden werden die Messverfahren zur Bestimmung der Kapazität und Kapazitätsänderung vorgestellt und im Anschluss die Modellierung der Änderung in Abhängigkeit der Stauchung und der Randbedingungen.

Messung der Kapazität

Für die Messung der Kapazität werden in dieser Arbeit zwei unterschiedliche Verfahren verwendet. Zum einen die Bestimmung der Kapazität aus dem Impedanzfrequenzgang und zum anderen die Bestimmung aus der aufgebrachten Ladung und der elektrischen Spannung.

Das erste Verfahren wurde bereits in Abschnitt 3.3.2 beschrieben. Die gemessenen Frequenzgänge sind in Abbildung 3.33 dargestellt und die daraus extrahierten Parameter in Tabelle 3.5. Für dieses Verfahren muss das elektrische Ersatzschaltbild bekannt sein, um die Modellparameter aus den Messdaten bestimmen zu können. Zusätzlich ist eine Messung bei mehreren Frequenzen nötig.

Bei dem zweiten Verfahren wird das Wandlervolument periodisch auf die Spannung U geladen und entladen. Durch Integration des Betrags des Lade- und Entladestroms über n Perioden kann die momentane Kapazität des DEG-Moduls berechnet werden.

$$C = \frac{1}{2n} \cdot \frac{1}{U} \cdot \int_0^T |i| dt \quad (3.62)$$

Das Ansteuersignal ist dabei in vier gleichlange Phasen unterteilt: Während der ersten Phase steigt die Spannung linear auf den Wert U an, um den maximalen Ladestrom zu begrenzen und Messfehler, die bei einer hohen Stromspitze beim Aufladen durch die beschränkte Abtastrate entstehen, zu vermeiden. In der zweiten Phase wird die Spannung konstant gehalten, um den Wandler vollständig zu laden. Die dritte und vierte Phase dienen analog zum Entladen des Wandlers. Durch die Messung des Ladestroms ist zusätzlich eine Aussage zur Gültigkeit der berechneten Kapazität möglich. Sinkt der Strom in der zweiten und vierten Phase nicht jeweils auf näherungsweise Null, dann ist der Wandler nicht vollständig geladen und die berechnete Kapazität zu klein.

Modell der Kapazitätsänderung

Die Kapazitätsänderung der dielektrischen Elastomerwandler ergibt sich aus der mechanischen Verformung der Dielektrikumsschichten. Durch ein Stauchen werden diese Schichten dünner und in der Fläche größer und führen so zu einer Zunahme der Kapazität. Für den Fall der idealen Verformung ergibt sich die Kapazitätsänderung eines Wandlers unter der Annahme einer homogenen Deformation in z-Richtung und der Volumenkonstanz zu:

$$C = C_0 \cdot \frac{1}{(S_z + 1)^2} \quad (3.63)$$

Unter der Annahme einer kompletten lateralen Fixierung aller Schichten tritt nur eine Dickenänderung der Schichten auf und für die Kapazitätsänderung gilt:

$$C = C_0 \cdot \frac{1}{(S_z + 1)} \quad (3.64)$$

Wird die Messung, wie in Abschnitt 3.3.1 beschrieben, durchgeführt, führen die zusätzlichen Silikonkissen zwischen Wandler und mechanischer Einspannung zu einer homogenen Stauchung des Wandlers. Somit sollten die Messwerte durch das ideale Modell abgebildet werden. Wie in Abbildung 3.37 zu erkennen ist, liegen die Messwerte unterhalb des idealen Modells und weichen somit leicht von dem erwarteten Verhalten ab.

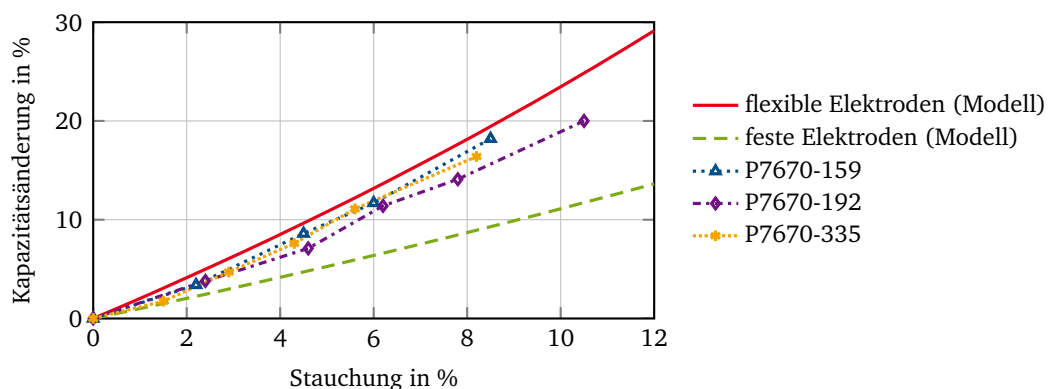


Abbildung 3.37.: Abhängigkeit der Kapazitätsänderung von der Dehnung für die Fälle ideal dehnbarer Elektroden und fester Elektroden.

Diese Abweichung entsteht durch die unterschiedlichen E-Module von den Silikonkissen und Wandler. Durch die Elektrodenschichten weist der DEW einen höheren E-Modul auf als das reine Silikon (siehe Abschnitt 3.2.5). Folglich ist die Stauchung in beiden Materialien unterschiedlich und weicht von der von außen vorgegeben Stauchung ab.

Für die Berechnung dieses Einflusses wird angenommen, dass die Spannung im DEW und in den Silikonkissen identisch ist. Dann ergibt sich nach Reuss der effektive E-Modul zu:

$$Y_{\text{eff}} = \frac{Y_1 Y_2 (h_1 + h_2)}{Y_1 h_2 + Y_2 h_1} \quad (3.65)$$

Dabei sind Y und h jeweils der E-Modul und die Höhe der beiden Materialien. Die Variablen mit Index 1 stehen für das reine Elastomer und mit Index 2 für den Wandler. Daraus ergibt sich die Dehnung S_{z2} des Wandlers zu:

$$\begin{aligned} S_{z2} &= \frac{1}{Y_2} \cdot T = \frac{1}{Y_2} \cdot Y_{\text{eff}} \cdot S_z \\ &= \frac{Y_1 (h_1 + h_2)}{Y_1 h_2 + Y_2 h_1} \cdot S_z \end{aligned} \quad (3.66)$$

Abbildung 3.38 zeigt die Berechnung des Modells im Vergleich zu den Messungen. Für den E-Modul des Elastomers wurde dabei ein Wert von 185 kPa und für den DEW ein Wert von 210 kPa angenommen, wie in den vorherigen Kapiteln bestimmt. In dieser Konfiguration zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Modell und Messungen.

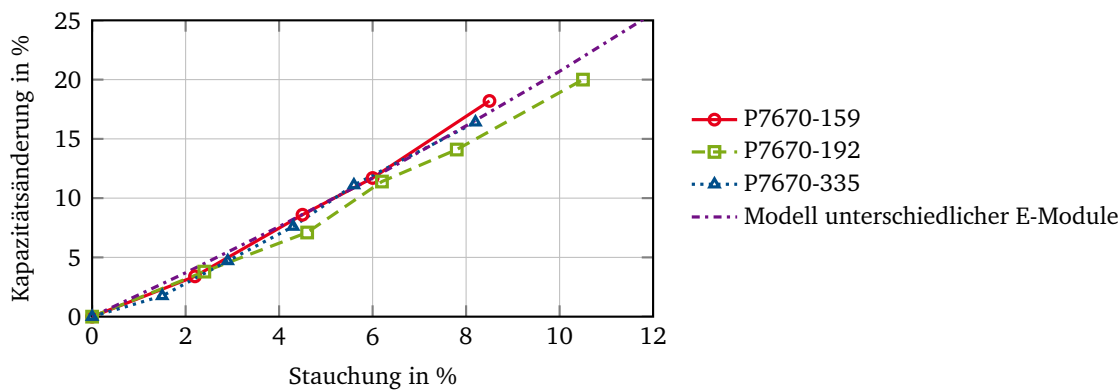


Abbildung 3.38.: Abhängigkeit der Kapazitätsänderung von der Dehnung für die Fälle ideal dehnbarer Elektroden und fester Elektroden.

Wird die Dicke der Silikonkissen reduziert, nähert sich nach dem Modell die Kapazitätsänderung an die ideale Kennlinie an. Mit dünneren Silikonkissen nehmen jedoch die Einflüsse der mechanischen Einspannung zu, so dass eine kleinere Kapazitätsänderung erwartet wird. Die in Abbildung 3.39 gezeigten Messungen für unterschiedliche Dicken der Silikonkissen bestätigen diese Vermutung. Die ausgeprägte nichtlineare Form des Verhaltens bei einer beidseitigen Silikondicke von 2 mm kann durch unterschiedliche Einflüsse entstehen. Die hergestellten Wandler weisen, bedingt durch den Schleuderprozess, eine inhomogene Dicke auf. Bei dünneren Aufbauten wirkt sich dieser Effekt stärker aus als bei dickeren Anordnungen. Das größere Aspektverhältnis von Radius zu Dicke führt zusammen mit der festen Einspannung zu einer höheren Scherbelastung an den Grenzschichten. Kommt es dadurch zu einem Gleiten verändert sich der Verformungszustand und somit auch die Kapazitätsänderung. Daher wurden bei der mechanischen Charakterisierung aufgebundene Glascheiben zur Fixierung verwendet. Dies kann allerdings für die Messung an dem Wandler aufgrund der inhomogenen Dicke nicht verwendet werden.

Analytische Ansätze zur Berechnung der Verformung bei einer festen seitlichen Einspannung sind nur für den Fall eines einheitlichen E-Moduls und der Einspannung an der kompletten Fläche bekannt.

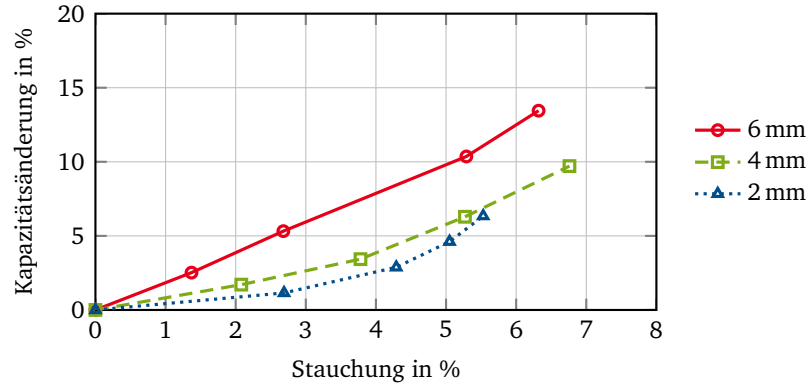


Abbildung 3.39.: Einfluss der Dicke des passiven Silikonmaterials zwischen Einspannung und Wandler auf die Kapazitätsänderung.

In einem ersten Ansatz wird, analog zur Berechnung des scheinbaren E-Moduls [GL59; Ste83], die Annahme getroffen, dass sich seitlich eine parabelförmige Auswölbung bildet und sich das Material nur horizontal ausdehnt und somit die einzelnen Schichten planar bleiben. Abbildung 3.40 zeigt die angenommene Verformung.

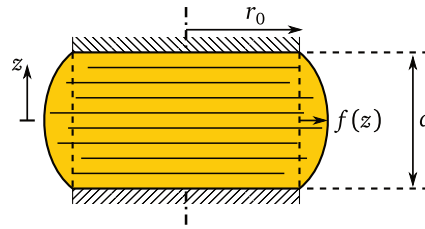


Abbildung 3.40.: Parabelförmige seitliche Auslenkung eines dielektrischen Elastomeraktors bei Stauchung mit einer ganzflächigen Fixierung.

Zur Berechnung der Kapazität wird zunächst aus der Stauchung und den geometrischen Abmessungen des Wandlers die Parabel der seitlichen Auswölbung aufgestellt.

$$f(z) = az^2 - \frac{1}{4}a(d_0(1 + S_z))^2 \quad (3.67)$$

Durch Gleichsetzen des Volumens im unverformten Zustand mit dem Volumen im verformten Zustand wird der Parameter a der Parabelgleichung bestimmt:

$$\pi r_0^2 d_0 \stackrel{!}{=} \int_{-d/2}^{d/2} \pi (f(z) + r_0)^2 dz \quad (3.68)$$

Durch Aufteilen des Volumens in N gleichgroße Einzelvolumen, die den einzelnen Schichten im Stapelaufbau entsprechen, kann mit demselben Ansatz iterativ die Dicken d_i der einzelnen Schichten bestimmt werden:

$$\frac{\pi r_0^2 d_0}{N} \stackrel{!}{=} \int_{d_{i-1}}^{d_i} \pi (f(z) + r_0)^2 dz \quad (3.69)$$

Für jede Schicht wird die Teilkapazität aus der jeweiligen Dicke und Elektrodenfläche berechnet und zur Gesamtkapazität summiert:

$$C = \sum_i^N \epsilon_0 \epsilon_r \frac{A_i}{d_i} \quad (3.70)$$

PINARBASI beschreibt einen weiteren Ansatz zur Berechnung der Verformung, der ohne die Annahme einer rein horizontalen Ausdehnung der Schichten auskommt [PMA08]. Mit dieser analytischen Lösung für eine zylindrische Anordnung kann, ähnlich zum vorherigen Modell, die Kapazität berechnet werden. Da die Schichten keine homogene Dicke über den Radius aufweisen, wird eine Schicht in mehrere Ringe aufgeteilt und aus der jeweiligen Dicke und Fläche die Teilkapazitäten berechnet und anschließend zur Gesamtkapazität summiert.

In Abbildung 3.41 ist ein Vergleich dieser beiden Modelle dargestellt. Der erste Ansatz liefert ein Ergebnis, das identische Werte zu einer idealen Verformung des Wandlers liefert und somit deutlich von den Messungen für dünnere Silikonkissen abweicht. Berechnungen mit dem zweiten Modell ergeben für die Konfiguration ohne Silikonkissen Werte die sich kaum von dem Modell mit Silikonkissen und unterschiedlichen E-Modulen unterscheiden. Die Ursache hierfür liegt in der Vernachlässigung des passiven Rands. Eine von FÖRSTER durchgeführte gekoppelte mechanisch-elektrische FEM-Simulation [För13] ergibt für diesen Fall eine Kapazitätsänderung, die deutlich unterhalb der beiden analytischen Ansätze liegt. Bei dieser Simulation ist neben der festen Einspannung auch der passive Rand berücksichtigt.

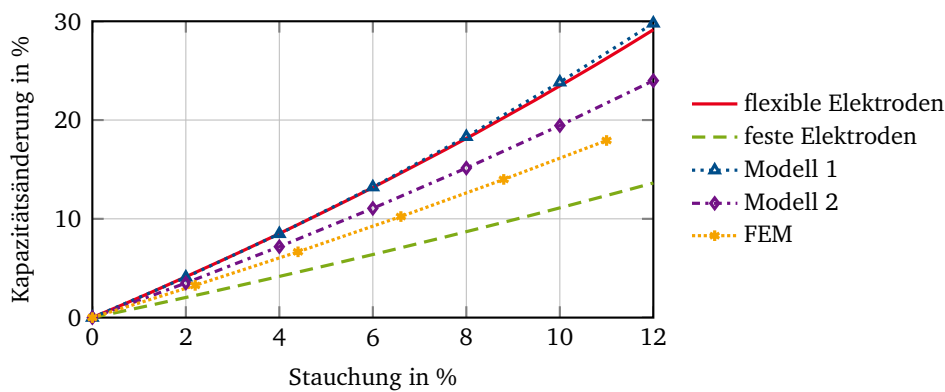


Abbildung 3.41.: Vergleich der beiden Ansätze zur Berechnung der Kapazitätsänderung bei seitlicher fester Einspannung mit einer FEM-Simulation von FÖRSTER.

Somit kann eine Berechnung der Kapazität und deren Änderung nur für spezielle geometrische Anordnungen über die vorgestellten analytischen Ansätze durchgeführt werden. Im allgemeinen Fall muss die Bestimmung der Abhängigkeit über eine Messung oder über eine gekoppelte elektrisch-mechanische Simulation erfolgen ([FMS13b]).

3.3.4 Parallelwiderstand

Ein weiterer wichtiger Parameter des elektrischen Modells für die Berechnung auftretender Verluste ist die Leitfähigkeit des Dielektrikums. Im Modell wird dies als Widerstand parallel zur Kapazität des Dielektrikums abgebildet. Zur Messung des Werts von R_p wird der Stromfluss durch den Wandler nach dem Anlegen einer Gleichspannung gemessen. Die Strommessung erfolgt mit dem Picoamperemeter 6485 von Keithley. Im Folgenden wird der Einfluss der mechanischen Verformung und der elektrischen Spannung auf den Parallelwiderstand betrachtet.

Bei der Stauchungsmessung wird 250 V als Messspannung für die betrachteten Wandler mit einer Schichtdicke von $50\mu\text{m}$ verwendet. Dies stellt einen Kompromiss aus möglichst hohem Strom und vernachlässigbarer Verformung durch die Spannung dar.

Für das Material des Dielektrikums wird eine konstante dehnungsunabhängige Leitfähigkeit erwartet, so dass der Parallelwiderstand wie folgt aus den geometrischen Parametern und der Leitfähigkeit berechnet werden kann:

$$R_p = \frac{1}{N} \cdot \frac{1}{\sigma} \cdot \frac{d}{A} \quad (3.71)$$

Dabei ist N die Anzahl der dielektrischen Schichten des Wandlers, d die Einzelschichtdicke, A die Fläche des überlappenden Elektrodenbereichs und σ die Leitfähigkeit des Dielektrikums.

Abbildung 3.42 zeigt die Messungen des Parallelwiderstands für unterschiedliche Stauchungen eines dielektrischen Elastomerwandlers. Die Messungen erfolgten an zwei aufeinander folgenden Tagen an derselben Probe. Wie in dem Diagramm zu erkennen ist, können beide Messungen mit der Gleichung 3.71 nachgebildet werden. Die Leitfähigkeiten von $3,2 \cdot 10^{-12} \text{ S cm}^{-1}$ bei der ersten Messung und $1,7 \cdot 10^{-12} \text{ S cm}^{-1}$ bei der Zweiten unterscheiden sich dabei jedoch um ungefähr den Faktor 2.

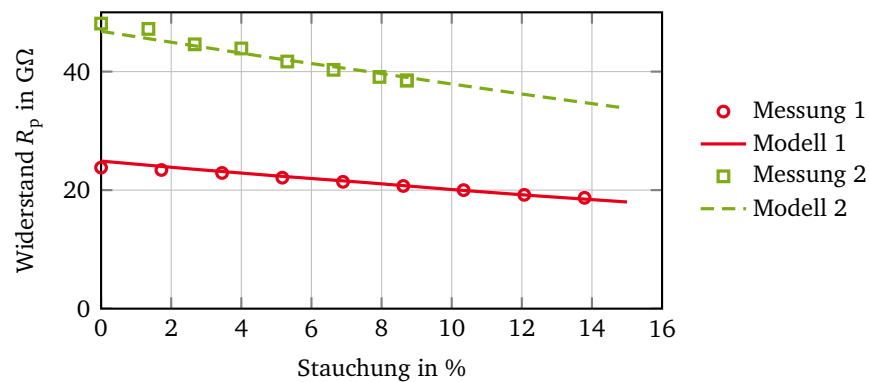


Abbildung 3.42.: Änderung des Parallelwiderstands R_p bei unterschiedlichen Stauchungen für eine Messspannung von 250 V.

Eine Ursache für den großen Unterschied der beiden Messungen liegt an den jeweiligen Umgebungsbedingungen während bzw. vor den Messungen. In Tabelle 3.6 ist der Einfluss der Luftfeuchtigkeit auf den Parallelwiderstand für einen weiteren dielektrischen Elastomerwandler dargestellt. Dieser wurde für zwanzig Stunden in einer Klimakammer bei 30 °C und 80 % relativer Luftfeuchtigkeit gelagert. Vorher und hinterher wurde der Parallelwiderstand für eine Spannung von 250 V in einem Labor bei ungefähr 20 °C und 30 % bis 40 % relativer Luftfeuchte gemessen. Wie zu erkennen ist, sinkt der Parallelwiderstand durch die Behandlung um den Faktor 6 ab und erholt sich auch nur sehr langsam.

Tabelle 3.6.: Veränderung der Leitfähigkeit des Dielektrikums nach zwanzig Stunden bei 30 °C und 80 % relativer Luftfeuchtigkeit.

Zeitpunkt	R_p
vorher	90 GΩ
direkt danach	14 GΩ
4 h danach	28 GΩ
48 h danach	36 GΩ

Von anderen Materialien, die für dielektrische Elastomerwandler verwendet werden, ist weiterhin eine Abhängigkeit der Leitfähigkeit von der elektrischen Spannung bekannt. Bei dem Material VHB

4910 steigt diese mit zunehmender Spannung stark an [Di + 11]. Für eine Messung des Parallelwiderstands bei hohen Spannungen muss die Deformation des Wandlers durch den elektrostatischen Druck berücksichtigt werden. Rein durch diese Verformung nimmt der Widerstand bei einer Spannung von 1200 V um 18 % ab. Um diesen Einfluss auszuschließen, wird die Messung an einem vorgestauchten Wandler durchgeführt. Die Stauchung wird dabei mit 10 % so gewählt, dass durch die Spannung keine weitere Verformung zu erwarten ist.

In Abbildung 3.43 ist das Ergebnis dieser Messung dargestellt. Der Strom wurde jeweils fünf Minuten nach Anlegen der Spannung abgelesen. Wie zu erkennen ist, weist der Widerstandsverlauf eine starke Hysterese auf. Dieser Effekt kann durch eine Polarisierung des Dielektrikums, in dem sich polare Stoffe langsam in Feldrichtung ausrichten, erklärt werden. In den Materialparametern ist ein solcher Effekt durch eine höhere relative Permittivität bei niedrigen Frequenzen sichtbar. Im einfachsten Fall kann dies als zusätzliches R-C-Glied mit hoher Zeitkonstante parallel zum Dielektrikum im elektrischen Ersatzschaltbild nachgebildet werden.

Zum Vergleich des Modells mit den Messungen wird eine numerische Simulation der Schaltung durchgeführt, die die durchgeführte Messung nachbildet. Dabei wird als Spannung eine Treppenfunktion verwendet und der Stromfluss kurz vor dem Erhöhen der Spannung auf die nächste Stufe berechnet. Der daraus berechnete Widerstand ist in Abbildung 3.43 dargestellt. Die Parameter des Modells sind:

$$R_p = 86,8 \text{ G}\Omega$$

$$R_{pol} = 3,4 \text{ G}\Omega$$

$$C_{pol} = 21,5 \text{ nF}$$

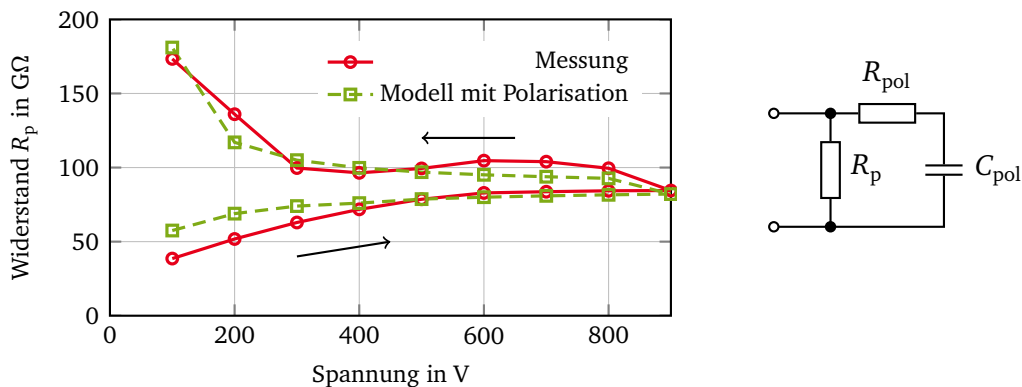


Abbildung 3.43.: Einfluss der elektrischen Spannung auf den gemessenen Parallelwiderstand.

Somit stimmen der gemessene und berechnete Verlauf des Parallelwiderstands qualitativ gut überein. Eine Abhängigkeit der Leitfähigkeit des Dielektrikums von dem elektrischen Feld kann durch dieses Ergebnis für das Material Elastosil P7670 nicht nachgewiesen werden. Mit der hohen Zeitkonstante von 73 s für diese zusätzliche Polarisation und der sehr geringen Leitfähigkeit des Dielektrikums spielt dieser Effekt nur für die Berechnung der Verlustleistung bei sehr langsamen Prozessen eine Rolle und muss dort entsprechend berücksichtigt werden.

Wird, wie im Fall des Serienwiderstands, ein Modell mit verteilten Parametern mit einem Modell mit konzentrierten Parametern verglichen, dann weisen diese für Widerstandswerte, die nahe beieinander liegen, eine große Abweichung auf. KAAL hat dies für eine großflächige Elektrode, wie sie z.B. bei gerollten Wandlern vorkommt, gezeigt [KHM10]. Das Verhältnis von R_p zu R_s des konzentrierten Modells liegt in dem Fall bei ungefähr 0,7 und führt dadurch zu großen Abweichung

zwischen der Spannung im verteilten Modell zu dem konzentrierten Modell. Nach den durchgeführten Messungen liegt das Verhältnis der beiden Widerstände für die verwendeten Wandler in der Größenordnung von 10 000 und die Abweichungen der beiden Modellvarianten sind somit vernachlässigbar.

Für das elektrische Modell kann die Leitfähigkeit des Dielektrikums durch einen konzentrierten Parallelwiderstand, der nur von der aktuellen Verformung des Wandlers abhängt, abgebildet werden. Die Leitfähigkeit des Dielektrikums muss dafür unter den Umgebungsbedingungen der späteren Anwendung gemessen werden, oder das Modell um die Abhängigkeit von der Luftfeuchtigkeit erweitert werden.

3.4 Kopplung des elektrischen und mechanischen Teilmodells

Die Kopplung zwischen elektrischem und mechanischem Modell erfolgt in zwei Richtungen: Zum einen verursacht die Ladung einen elektrostatischen Druck auf das Dielektrikum und zum anderen ändern sich durch die mechanische Verformung die elektrischen Parameter.

Der elektrostatische Druck wird im einfachsten Fall, wie in Abschnitt 2.1 beschrieben, berechnet. Die Herleitung von Gleichung 2.1 erfolgt dabei über das Prinzip der virtuellen Verschiebung. Dafür wird der Wandler als Kondensator angenommen und eine Elektrode um δz in Richtung der elektrostatischen Kraftwirkung verschoben. Die Änderungen der mechanischen Energie und der elektrischen Energie heben sich dabei gegenseitig auf:

$$dW_m + dW_e \stackrel{!}{=} 0 \quad (3.72)$$

Durch die elektrostatische Kraft F_z wird im mechanischen System Arbeit verrichtet und somit die gespeicherte Energie erhöht.

$$dW_m = F_z \delta z \quad (3.73)$$

Die Energie im elektrischen System ändert sich durch die Abhängigkeit der Kapazität vom Abstand der Elektroden. Wird die Ladung während der Verschiebung konstant gehalten (Wandler von Netzteil getrennt), ergibt sich die im Feld gespeicherte Energie zu:

$$\begin{aligned} W_e &= \frac{1}{2} \cdot Q^2 \cdot \frac{d_0 - z}{\epsilon_r \epsilon_0 A} \\ &= \frac{1}{2} \cdot Q^2 \cdot \frac{(d_0 - z)^2}{\epsilon_r \epsilon_0 V} \end{aligned} \quad (3.74)$$

Ableiten von Gleichung 3.74 nach z liefert die Änderung der elektrischen Energie:

$$dW_e = \frac{dW_e}{dz} \cdot \delta z = \frac{-Q^2}{\epsilon_r \epsilon_0 A} \delta z \quad (3.75)$$

Einsetzen von 3.75 und 3.73 in 3.72 liefert für die elektrostatische Kraft den aus Abschnitt 2.1 bekannten Zusammenhang:

$$\frac{F_z}{A} = \frac{Q^2}{\epsilon_r \epsilon_0 A^2} = \epsilon_r \epsilon_0 E^2. \quad (3.76)$$

Bei dieser Herleitung wird die Kapazitätsänderung einer idealen Verformung des Wandlers angenommen. Durch die mechanischen Randbedingungen weicht die Änderung der Kapazität, wie in

Abschnitt 3.3.3 gezeigt, von dem idealen Verhalten ab. Dies muss bei der Berechnung der elektrostatischen Kraft berücksichtigt werden. Für den allgemeinen Fall folgt somit:

$$W_e = \frac{1}{2} \cdot \frac{Q^2}{C} \quad (3.77)$$

$$dW_e = \frac{-1}{2} \cdot \frac{Q^2}{C^2} \cdot \frac{dC}{dz} \delta z \quad (3.78)$$

$$F_z = \frac{1}{2} \cdot \frac{Q^2}{C^2} \cdot \frac{dC}{dz} = \frac{1}{2} \cdot U^2 \cdot \frac{dC}{dz} \quad (3.79)$$

Abbildung 3.44 zeigt das gekoppelte Modell mit elektrischem und mechanischem Teilmodell für eine Spannungsanregung. Ähnliche Modelle für das zeitliche Verhalten wurden von HACKL und GRAF vorgestellt [Gra+10; Hac+05]. Der Unterschied zu diesem Modell liegt in der Berücksichtigung der mechanischen Randbedingungen, die als Abhängigkeit der einzelnen Parameter von der Deformation in Form einer Kennlinie in dem Modell hinterlegt sind. Diese Kennlinien werden, wie in diesem Kapitel gezeigt, aus analytischen Ansätzen oder FEM-Berechnungen der verwendeten Geometrie bestimmt.

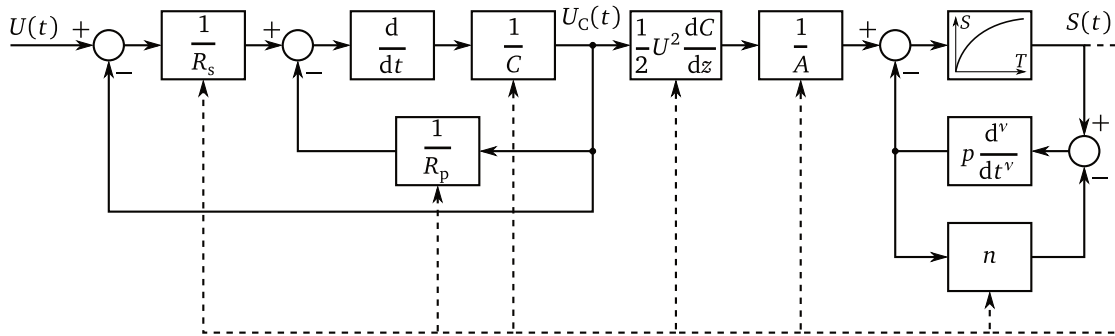


Abbildung 3.44.: Elektrisch-mechanisch-gekoppeltes Modell eines dielektrischen Elastomerstapelwandlers.

4 Mikroventil mit DEA

Ausgehend vom Stand der Technik der dielektrischen Elastomeraktoren und der Modellierung derselben unter Berücksichtigung der äußeren Randbedingungen ist es nun möglich, die Verwendung der DEA als Antrieb eines Mikroventils zu betrachten. Wie bereits in der Einleitung genannt, ist das Ziel des Projekts „INFUNK“ die Realisierung eines solchen Mikroventils für ein Mikrobrennermodul als Demonstrator für die Integration der unterschiedlichen Technologien. Dabei müssen im Besonderen die mechanischen Randbedingungen des DEA für die Auswahl und die Realisierung eines geeigneten Konzeptes berücksichtigt werden. Ausgehend von der Anwendung des Mikrobrenners werden in diesem Kapitel zunächst die Anforderungen an das Ventil bestimmt und basierend auf den möglichen Aktorbauformen werden drei Kategorien von Konzepten vorgestellt. Das ausgewählte Konzept auf Basis einer Stapelanordnung wird zu einem konkreten Design für die spätere Realisierung ausgearbeitet.

4.1 Anforderungen an das Mikroventil

Die Anforderungen an das fluidische Verhalten des Ventils sind der erreichbare Durchfluss und der maximale Druckabfall. Die Werte für diese Anforderungen werden aus der Anwendung als Mikrobrenner abgeleitet. Als Basis dafür dient ein von GRONICH et al. entwickelter Mikrobrenner [Gro+04]. Für den Durchfluss muss dabei ein Wert von 5 l h^{-1} bei einem Druckabfall von maximal 2 mbar über dem Ventil erreicht werden. Eingangsseitig wird ein Gasdruck von etwa 50 mbar verwendet. Der Flächenbedarf von vergleichbaren Aufbauten mit elektromagnetischen Aktoren liegt bei etwa 15 mm Kantenlänge.

Mit diesen Angaben kann der Strömungswiderstand bzw. die akustische Reibung berechnet werden, den das Ventil im geöffneten Zustand maximal darstellen darf:

$$Z = \frac{p}{q} = \frac{200 \text{ Pa}}{1,39 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}} = 144 \cdot 10^6 \frac{\text{Pa s}}{\text{m}^3} \quad (4.1)$$

Hieraus können die geometrischen Anforderungen des Ventilkanaals und der benötigte Aktorhub abgeleitet werden. Für einen rechteckigen Kanal mit Länge l , Breite b , Höhe h und der Querschnittsfläche $A = h \cdot b$ ergibt sich nach [Len+11] der Strömungswiderstand zu:

$$Z = \frac{12\mu}{h^2} \cdot \frac{l}{A} \quad (4.2)$$

Dabei gibt μ die dynamische Viskosität des verwendeten Mediums an und liegt für Luft bei $17,4 \cdot 10^{-6} \text{ Pa s}$ und für Propan bei $7,7 \cdot 10^{-6} \text{ Pa s}$ [HMS05]. Unter der Annahme, dass der Aktor die Höhe des Kanals im Ventil verändert, können hiermit Werte für die Kanallänge und -breite berechnet werden, die für einen bestimmten Aktorhub die oben genannten Anforderungen an den Durchfluss und Druckabfall erfüllen. Abbildung 4.1 zeigt die Grenzwerte für fünf unterschiedliche Aktorhöbe. So wird bei einem Aktorhub von $30 \mu\text{m}$ und einer Kanallänge von $0,3 \text{ mm}$ eine Kanalbreite von mindestens 10 mm benötigt.

Weitere Anforderungen an den Aufbau kommen von der thermischen Belastung durch die Anwendung als Mikrobrenner. Der dielektrische Elastomeraktor muss durch den Ventilsitz von der

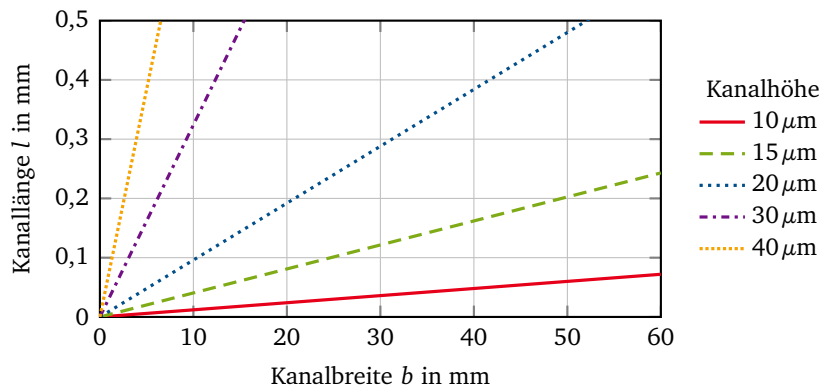


Abbildung 4.1.: Maximal erlaubte Kanallänge in Abhängigkeit der Breite und Höhe des Kanals, um die Anforderungen an Durchfluss und Druckabfall zu erfüllen.

Brennkammer getrennt sein. Der Ventilsitz wird dabei aus einer temperaturstabilen Keramik gefertigt und dient als thermische Isolation. Die Fertigbarkeit des keramischen Ventilsitzes hat einen entscheidenden Einfluss auf die Auswahl des Ventilkonzepts.

Eine zusätzliche metallische Federstruktur ist je nach Konzept nötig, um eine mechanische Vorspannung des DEA zu erreichen und darüber das Ventil im abgeschalteten Zustand sicher zu schließen.

4.2 Konzepte des Mikroventils

Wie in Abschnitt 2.3 gezeigt, können dielektrische Elastomeraktoren in unterschiedlichen Konfigurationen verwendet werden, bei denen entweder der Effekt der Dickenänderung des Aktors bzw. der Flächenänderung ausgenutzt wird. Basierend auf diesen grundlegenden Effekten und den gegebenen Anforderungen an Aufbau und fluidische Parameter ergeben sich unterschiedliche Konzepte für das Mikroventil, die im Folgenden im Detail vorgestellt werden.

4.2.1 „Buckling“ Konfiguration

Das erste Konzept mit Ausnutzung der Flächenänderung ist in Abbildung 4.2 in den beiden Zuständen „geschlossen“ und „offen“ schematisch dargestellt. Dabei wird ein kreisförmiger DEA als Membran über den Gasauslass gespannt. Eine elektrische Anregung führt zu einer lateralen Dehnung der Membran, die durch die seitliche Fixierung in eine Bewegung aus der Ebene heraus umgewandelt wird und somit das Ventil öffnet.

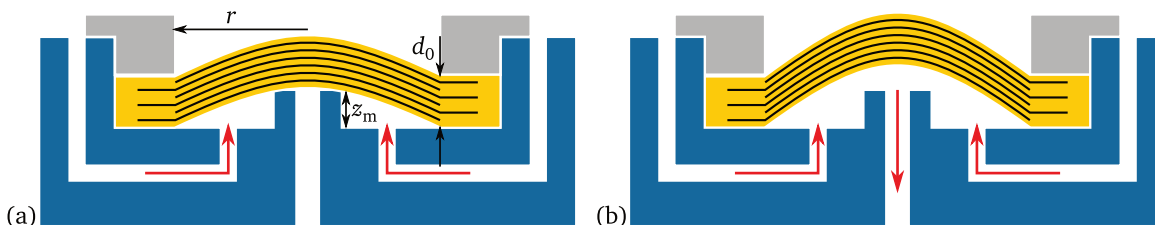


Abbildung 4.2.: Aufbau eines Mikroventils mit Membranaktor in „Buckling“-Konfiguration im geschlossenen (a) und geöffneten (b) Zustand.

Ein ähnlicher Aufbau wird auch zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften von dünnen Schichten verwendet. Dabei wird eine kreisförmige Membran des zu untersuchenden Materials

einseitig mit einem Druck beaufschlagt und die Auslenkung in der Mitte der Membran gemessen. Mit diesem Verfahren ist es möglich den E-Modul Y , die Querkontraktionszahl ν und die mechanische Vorspannung T_0 der Membran zu bestimmen. Der Zusammenhang dieser mechanischen Parameter, dem Druck p , der Dicke d_0 und dem Radius r der Membran ist durch folgende Gleichung gegeben. [Pan+90; VV96]

$$p = (1 - 0,24\nu) \cdot \frac{8}{3} \cdot \frac{Y}{(1 - \nu)} \cdot \frac{d_0}{r^4} \cdot z^3 + 4 \cdot \frac{T_0 d_0}{r^2} \cdot z \quad (4.3)$$

Diese Methode wird normalerweise bei dünnen Schichten aus Silizium, Siliziumnitrid, Metallen oder harten Polymeren verwendet. Daher wird für die Herleitung der Formel angenommen, dass die Auslenkung klein ist und die Dicke der Membran konstant bleibt.

Bei dem weichen Elastomer, das für die dielektrischen Elastomeraktoren verwendet wird, sind diese Annahmen nicht mehr gültig. Daher hat ROSSET et al. die Formel für einen Aufbau mit einem weichen einschichtigen Elastomeraktor angepasst. [Ros+09b]

$$p = \frac{8(1 - 0,24\nu)Yd_0}{3(1 - \nu)(r^2 + z^2)^2} z^3 + \frac{4T_0 d_0 r^2}{(r^2 + z^2)^2} z - \frac{4\epsilon_r \epsilon_0 U^2}{d_0 r^2} z \quad (4.4)$$

Dabei wird auch die zusätzliche Verformung durch die elektrische Spannung U berücksichtigt.

Damit ist es möglich, den beschriebenen Zusammenhang zwischen den mechanischen und elektrischen Größen zu nutzen, um das Verhalten des Ventils abzuschätzen. Insbesondere sind der Aktorhub und die Schließkraft wichtige Größen für die Charakterisierung des Ventils. Der Aktorhub erlaubt eine Abschätzung des Strömungswiderstands und die Schließkraft eine Abschätzung des maximal zulässigen Eingangsdrucks.

Bei der Montage des Aktors auf dem Ventilsitz wird eine mechanische Zugspannung, durch die Auslenkung um z_m in der Aktormitte, in dem Material erzeugt. Mit Anlegen eines externen Drucks wird diese Spannung zunächst nicht größer, sondern die Kraft zwischen Membran und Ventilsitz wird im entsprechenden Maß kleiner. Erst wenn diese Kraft auf Null reduziert ist löst sich die Membran vom Ventilsitz und es kommt zu einem, für den Fall der reinen Druckbelastung ohne angelegte elektrische Spannung, ungewollten Öffnen des Ventils. Der maximale Eingangsdruck kann somit mit Gleichung 4.4 berechnet werden. Dazu wird für z die Vordehnung durch die Montage z_m eingesetzt und für die Spannung $U = 0$ angenommen.

$$p_{\max} = \frac{8}{3} \cdot \frac{(1 - 0,24\nu)}{(1 - \nu)} \cdot \frac{Y d_0 z_m^3}{(r^2 + z_m^2)^2} \quad (4.5)$$

Um den benötigten maximalen Eingangsdruck von 50 mbar zu erreichen, zeigt Tabelle 4.1 für drei unterschiedliche Dicken mögliche Abmessungen und erforderliche Vordehnungen der Membranen. Der allgemeine Zusammenhang zwischen Eingangsdruck und den geometrischen Abmessungen ist in Abbildung 4.3 dargestellt. Der maximale Eingangsdruck steigt mit zunehmender Membrandicke an.

Analog zum maximalen Eingangsdruck kann der Aktorhub berechnet werden. Auch in diesem Fall öffnet das Ventil erst sobald durch den Eingangsdruck und die angelegte Spannung die Vordehnung überschritten ist. In der Herleitung von Gleichung 4.4 wird ein Aktor mit einer einzelnen Schicht mit der Dicke der Membran angenommen. Für den Fall eines gestapelten Aktors muss die Gleichung entsprechend angepasst werden. Anstelle der Membrandicke d muss die Einzelschichtdicke d_s verwendet werden, um den elektrostatischen Druck in dem Material zu berechnen. Die Einzelschichtdicke ändert sich im verformten Zustand analog zur Gesamtdicke und es gilt:

$$d_s = d_{s0} \cdot \frac{r^2}{(r^2 + z^2)} \quad (4.6)$$

Tabelle 4.1.: Mögliche Abmessungen der Membran bei einem Eingangsdruck von 50 mbar.

Konfiguration	Membrandicke d_0	Radius r	Vordehnung z_m
1	1 mm	5 mm	1,8 mm
2	1,5 mm	7,5 mm	2,7 mm
3	2 mm	10 mm	3,5 mm

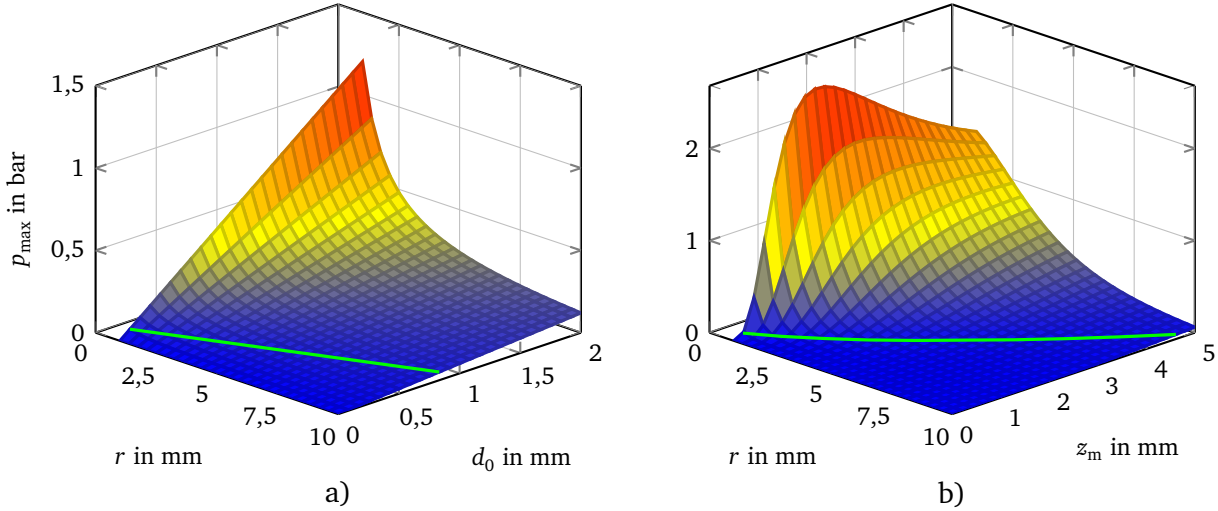


Abbildung 4.3.: Maximaler Eingangsdruck des Mikroventils in „Buckling“-Konfiguration mit den Materialparametern $Y = 160 \text{ kPa}$ und $\nu = 0,5$: a) mit $z_m = \frac{r}{2}$ und b) mit $d_0 = 1 \text{ mm}$.

Für diese Konfiguration mit einer seitlich eingespannten Membran ist nach [Ros+08b] die, durch den elektrostatischen Druck T_z erzeugte, laterale Spannung $T_{x,y} = -T_z$. Somit ergibt sich unter Berücksichtigung von Gleichungen 2.1 und 4.6 die Erweiterung von Gleichung 4.4 für die Verwendung eines mehrschichtigen Aktors.

$$p = \frac{8(1 - 0,24\nu)Yd_0}{3(1 - \nu)(r^2 + z^2)^2}z^3 + \frac{4T_0d_0r^2}{(r^2 + z^2)^2}z - \frac{4\epsilon_r\epsilon_0d_0U^2}{r^2d_{s0}^2}z \quad (4.7)$$

Aus dieser Gleichung lässt sich die benötigte Mindestspannung zum Öffnen des Ventils berechnen:

$$U_{\min} = \sqrt{\frac{2(1 - 0,24\nu)Yd_0z^2r^2d_{s0}^2}{3(1 - \nu)(r^2 + z^2)^2\epsilon_r\epsilon_0d_0} - \frac{pr^2d_{s0}^2}{4z\epsilon_r\epsilon_0d_0}} \quad (4.8)$$

Dabei wird angenommen, dass keine zusätzliche mechanische Spannung im Material vorhanden ist ($T_0 = 0$).

Eine analytische Auflösung der Gleichung nach z ist nicht möglich. Daher ist in Abbildung 4.4 exemplarisch die Aktorkennlinie für die Konfiguration „3“ aus Tabelle 4.1 bei einem Eingangsdruck von 50 mbar dargestellt. Ohne angelegte Spannung erzeugt der Druck eine Auslenkung von knapp 3,5 mm. Die mechanische Vordehnung muss daher mindestens diesen Wert erreichen. Die maximal mögliche Spannung liegt bei 1220 V mit einer Auslenkung von ca. 4,8 mm, da mit dieser Spannung die Durchbruchfeldstärke von $30 \text{ V}\mu\text{m}^{-1}$ für das angenommene Material erreicht ist.

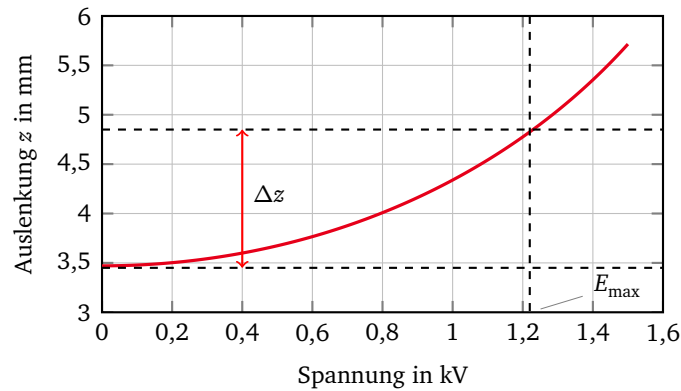


Abbildung 4.4.: Auslenkung des Aktors in „Buckling“-Konfiguration im Mikroventil in Abhängigkeit der Ansteuerspannung für einen Eingangsdruck von 50 mbar, einer Einzelschichtdicke von $50\text{ }\mu\text{m}$ und den weiteren Abmessungen von Konfiguration „3“ aus Tabelle 4.1.

Für die Berechnung des benötigten Hubs wird für den Gasauslass eine kreisförmige Öffnung mit einem Innendurchmesser von 0,5 mm und einem Außendurchmesser von 1 mm angenommen. Der Strömungswiderstand im Ventilbereich kann unter Annahme eines rechteckigen Querschnitts mit Gleichung 4.2 bestimmt werden. Mit einem Aktorhub von $40\text{ }\mu\text{m}$ ist die Anforderung an maximalen Druckabfall für diese Konfiguration erfüllt.

Da der maximale Aktorhub den benötigten deutlich übersteigt, kann mit einer Erhöhung der mechanischen Vordehnung der maximale Eingangsdruck bei gleichzeitiger Reduzierung des verbleibenden Aktorhubs gesteigert werden. Für die Konfiguration „3“ ergibt sich ein maximaler Aktorhub von ca. 1,3 mm bei einem Eingangsdruck von 50 mbar. Durch eine Erhöhung der Vordehnung auf 4,75 mm kann der maximale Eingangsdruck auf 107 mbar erhöht werden. Empfehlenswert ist eine Vordehnung in der Mitte des erlaubten Bereichs, um eine hohe Robustheit des Ventils gegen Streuung der Fertigungs- oder Betriebsparameter zu erreichen.

4.2.2 Ringaktor Konfiguration

Ein weiteres Konzept ist in Abbildung 4.5 dargestellt. Dabei wird ein ringförmiger Aktor um einen Zylinder montiert, der als Ventilsitz dient. Die Auslassöffnung befindet sich in dem Zylinder und wird von der inneren Mantelfläche des Aktors verschlossen. Je nach Anordnung der Elektroden-schichten kommt es beim Anlegen einer Spannung entweder zu einer Vergrößerung oder zu einer Verkleinerung des Durchmessers der Öffnung im Inneren des Aktors. Die Ursache hierfür liegt in der unterschiedlichen Wirkrichtung des erzeugten elektrostatischen Drucks.

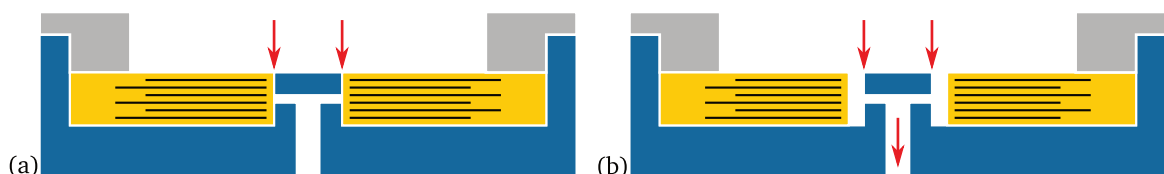


Abbildung 4.5.: Aufbau eines Mikroventils mit Ringaktor im geschlossenen (a) und geöffneten (b) Zustand.

In Abbildung 4.6 sind die beiden Varianten zur Anordnung der Elektroden dargestellt. Zum einen können die Elektroden, wie bei einem gerollten Aktor, in radialer Richtung „gestapelt“ werden.

In diesem Fall wirkt der elektrostatische Druck entsprechend in radialer Richtung. Zum anderen können die Elektroden in z-Richtung gestapelt werden, so dass die Kraft des Aktors ebenfalls in z-Richtung wirkt.

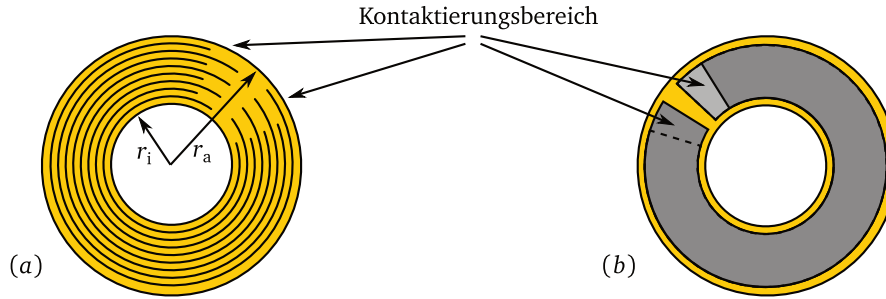


Abbildung 4.6.: Unterschiedliche Elektrodenanordnung im Ringaktor: In radialer Richtung gestapelt (a) und in z-Richtung gestapelt (b).

Zum Vergleich der beiden Varianten wird zunächst die ideale Verformung ohne zusätzliche mechanische Randbedingungen berechnet. Hierzu wird die Aktorgeometrie als Schlauch angenommen, der nur Verschiebungen in radiale und axiale Richtung und keine Torsion aufweist. Die tangentielle Dehnung S_t ist über die Änderung der Bogenlänge definiert und ergibt sich in diesem Fall aus der radialen Verschiebung u_r zu [TG51]

$$S_t = \frac{(r + u_r)d\varphi - r d\varphi}{d\varphi} = \frac{u_r}{r} \quad (4.9)$$

$$\Rightarrow u_r = S_t \cdot r \quad (4.10)$$

Hieraus kann der Aktorhub für die unterschiedlichen Varianten berechnet werden. Die Dehnungen ergeben sich aus den mechanischen Spannungen unter Annahme eines linear elastischen Verhaltens nach dem Hookeschen Gesetz zu:

$$S_r = \frac{1}{Y} (T_r - \nu T_t - \nu T_z) \quad (4.11)$$

$$S_t = \frac{1}{Y} (T_t - \nu T_r - \nu T_z) \quad (4.12)$$

$$S_z = \frac{1}{Y} (T_z - \nu T_r - \nu T_t) \quad (4.13)$$

Für eine Druckbelastung auf der Innen- und Außenseite, wie sie in der gerollten Variante durch den elektrostatischen Druck auftritt, ergibt sich die radiale und tangentielle mechanische Spannungsverteilung nach [Bow10] zu:

$$T_r = \frac{p_i r_i^2 - p_a r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} - \frac{r_i^2 r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} (p_i - p_a) \frac{1}{r^2} \quad (4.14)$$

$$T_t = \frac{p_i r_i^2 - p_a r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} + \frac{r_i^2 r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} (p_i - p_a) \frac{1}{r^2}$$

Dabei ist p_i der Druck auf die Innenfläche, p_a der Druck auf die Außenfläche, r_i der Innen- und r_a der Außenradius des Ringaktors.

In der gerollten Variante ist p_i und p_a durch den elektrostatischen Druck gegeben:

$$p_i = p_a = \epsilon_r \epsilon_0 E^2 \quad (4.15)$$

Daraus ergibt sich für die mechanische Spannung

$$T_r = T_t = -\epsilon_r \epsilon_0 E^2. \quad (4.16)$$

Durch Einsetzen in Gleichungen 4.11 bis 4.13 ergeben sich die Dehnung zu:

$$\begin{aligned} S_r = S_t &= -\frac{1}{Y} \cdot \epsilon_r \epsilon_0 E^2 \cdot (1 - \nu) \\ S_z &= \frac{1}{Y} \cdot \epsilon_r \epsilon_0 E^2 \cdot 2\nu \end{aligned} \quad (4.17)$$

Für die in z-Richtung gestapelte Variante erzeugt der elektrostatische Druck nur eine mechanische Spannung in z-Richtung. T_r und T_t sind in diesem Fall Null. Daher folgt für die Dehnungen

$$\begin{aligned} S_r = S_t &= \frac{1}{Y} \cdot \nu \cdot \epsilon_r \epsilon_0 E^2 \\ S_z &= -\frac{1}{Y} \cdot \epsilon_r \epsilon_0 E^2 \end{aligned} \quad (4.18)$$

Durch die Volumenkonstanz des verwendeten Materials sind die Absolutwerte der Dehnungen in beiden Fällen identisch. Da ein öffnendes Ventil für die Anwendungen bevorzugt ist, wird im Folgenden nur die in z-Richtung gestapelte Variante weiter betrachtet.

Um im Normalzustand die benötigte Schließkraft zu erreichen, muss der Aktor bei der Montage auf den Ventilsitz vorgedehnt werden. Die benötigte Dehnung kann mit den entsprechenden Randbedingungen berechnet werden. Auf die Außenseite des Aktors wirkt kein Druck ($p_a = 0$). Der Eingangsdruck wirkt auf die Oberseite des Aktors und erzeugt eine Spannung in z-Richtung ($T_z = -p_i$). Aus Gleichung 4.14 folgt für die Spannungen in radialer und tangentialer Richtung:

$$T_r|_{r=r_i} = -p_i \quad (4.19)$$

$$T_t|_{r=r_i} = p_i \left(\frac{r_i^2 + r_a^2}{r_a^2 - r_i^2} \right) \quad (4.20)$$

Einsetzen in Gleichungen 4.12 und 4.10 liefert die benötigte Verformung $u_{r,\nu}$, um einen Druck zwischen Zylinder und Aktor zu erzeugen, der dem Eingangsdruck entspricht.

$$u_{r,\nu} = S_t \cdot r_i = \frac{p_i}{Y} \left(\frac{\eta^2 + 1}{\eta^2 - 1} + 2\nu \right) \cdot r_i \quad (4.21)$$

Dabei gibt η das Verhältnis von Außendurchmesser zu Innendurchmesser des Aktors an. Das Ergebnis für die benötigte Vordehnung ist in Abbildung 4.7 für unterschiedliche Eingangsdrücke und Durchmesserhältnisse dargestellt. Für ein Verhältnis von $\eta \gtrsim 2$ hängt die Vordehnung nur noch vom Eingangsdruck ab.

$$u_{r,\nu} \approx \frac{p_i}{Y} (1 + 2\nu) \cdot r_i \quad (4.22)$$

Die maximale Auslenkung des Aktors wird analog berechnet. Zusätzlich zum Eingangsdruck wirkt der elektrostatische Druck in z-Richtung auf den Aktor:

$$T_z = -p_i - \epsilon_r \epsilon_0 E^2 \quad (4.23)$$

Einsetzen in Gleichung 4.10 liefert die maximale Verschiebung des Aktors:

$$u_r|_{r=r_i} = \left[\frac{p_i}{Y} \left(\frac{\eta^2 + 1}{\eta^2 - 1} + 2\nu \right) + \frac{\epsilon_r \epsilon_0 E^2}{Y} \right] \cdot r_i \quad (4.24)$$

Die entstehende Kanalöffnung ist die Differenz aus den Gleichungen 4.24 und 4.21

$$\Delta u_r = \frac{\epsilon_r \epsilon_0 E^2}{Y} \cdot r_i \quad (4.25)$$

Für eine Kanallänge von 1 mm sind die Anforderungen an das Ventil beim maximalen elektrostatischen Druck ab einem inneren Radius von $r_i = 0,1$ mm erfüllt.

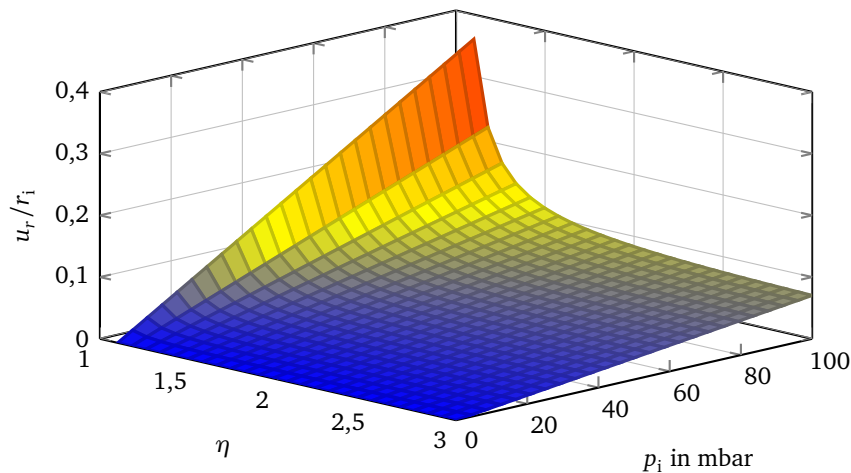


Abbildung 4.7.: Benötigte Vordehnung des Ringaktors in Abhängigkeit des Verhältnisses von Außen- zu Innendurchmesser η und dem Eingangsdruck p_i für die Materialparameter $Y = 160 \text{ kPa}$ und $\nu = 0,5$.

4.2.3 Stapelanordnungen

Basierend auf der Dickenänderung der dielektrischen Elastomeraktoren können drei Varianten unterschieden werden, die sich in der Anordnung des Gaseinlasses und -auslasses im Ventilsitz unterscheiden. Abbildung 4.8 zeigt diese drei Konzeptvarianten für das Mikroventil. In der einfachsten Form enthält der Ventilsitz nur durchgehende Bohrungen. Der Gaseinlass und -auslass ist dabei auf einer Seite und der Aktor auf der gegenüberliegenden Seite angeordnet. Bei der zweiten Variante sind neben den Bohrungen auch einseitige Vertiefungen im Ventilsitz nötig. Gaseinlass und -auslass sind dabei auf unterschiedlichen Seiten. Der eigentliche Ventilkanal befindet sich im Bereich zwischen der Vertiefung des Ventilsitzes und der Auslassbohrung. Das Fluid gelangt entweder am Rand des DEA oder über Löcher im DEA an die jeweiligen Ventilbereiche. In der dritten Variante werden die Vertiefungen im Ventilsitz durch vergrabene Kanäle ersetzt, so dass der DEA auf einer größeren Fläche aufliegt. Diese Form weist die größte Komplexität mit durchgehenden Bohrungen, Vertiefungen auf der Oberfläche und vergrabenen Kanälen auf.

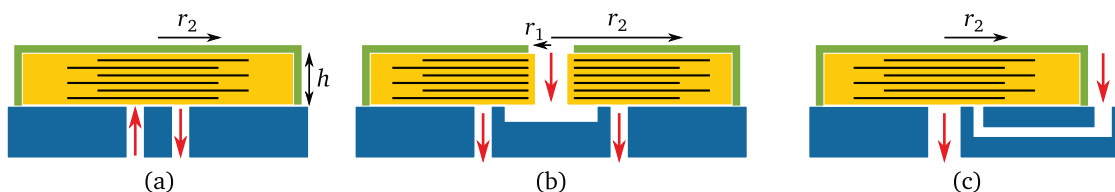


Abbildung 4.8.: Konzepte des Mikroventils mit einem Stapelaktor und dem Gaseinlass und -auslass auf derselben Seite (a) oder auf unterschiedlichen Seiten mit einer strukturierten Oberfläche des Ventilsitzes (b) bzw. mit vergrabenen Kanälen im Ventilsitz (c).

Allen drei Varianten gemeinsam ist eine Federstruktur, die von oben auf die Ventilbereiche drückt, um im unbestromten Zustand eine Schließkraft für das Ventil zu erzeugen. Die Federkraft bestimmt den maximalen Eingangsdruck bei diesen Anordnungen.

Zum Vergleich der drei Varianten wird der Ventilhub mit einem stark vereinfachtem analytischem Modell abgeschätzt. Dabei wird für die erste und dritte Variante (Abbildung 4.8a und c) ein zylinderförmiger Aufbau des Aktors angenommen. Die Feder drückt dabei von oben auf den DEA und ist über die ganze Fläche fest mit der Oberseite des Aktors verbunden. Mit dem Ventilsitz ist der

Aktor nur außerhalb des Ventilsitzes fest verbunden, da zum Öffnen ein Abheben des Aktors vom Ventilsitz nötig ist. Der effektive E-Modul für diese Anordnung kann daher mit der Gleichung 3.40 aus Abschnitt 3.2.4 näherungsweise berechnet werden:

$$Y = Y_0 \left(1 + \frac{r_2^2}{2h^2} \right) \quad (4.26)$$

Die zweite Variante (Abbildung 4.8b) wird durch einen ringförmigen Aufbau des Aktors modelliert. Die Verbindung zwischen Feder, Ventilsitz und Aktor wird analog zu der vorherigen Variante gewählt. Durch die Öffnung in der Mitte des DEA weist diese Anordnung einen kleineren effektiven E-Modul auf. Für eine ganzflächige laterale Fixierung auf beiden Seiten, ergibt sich der E-Modul nach KELLY zu: [KK11]

$$Y = Y_0 \left[1 + \frac{1}{2h^2} \left(r_2^2 + r_1^2 - \frac{r_2^2 - r_1^2}{\ln(r_2/r_1)} \right) \right] \quad (4.27)$$

Dabei ist h die Dicke des Aktors, r_1 der Radius der Öffnung und r_2 der Gesamtradius des DEA.

Weiterhin wird für die Berechnung angenommen, dass die Feder eine konstante Kraft erzeugt und diese dem Eingangsdruck entspricht, da nur kleine Auslenkungen auftreten. Im geschlossenen Zustand wirkt nur die Federkraft auf den Aktor und erzeugt eine erste Stauchung. Wird eine Spannung an den DEA angelegt, so wird die Kraft der Feder durch den elektrostatischen Druck überlagert. Bei Verwendung eines linearen Zusammenhangs zwischen Spannung und Dehnung ergibt sich für den Aktorhub z ein Wert, der unabhängig vom Eingangsdruck des Gases ist.

$$z = h \cdot \frac{p_{el}}{Y} \quad (4.28)$$

Für kleine Stauchungen kann diese Annahme verwendet werden. Bei größeren Drücken und somit Stauchungen muss das nichtlineare Verhalten des Materials berücksichtigt werden. Hierzu kann, wie in Abschnitt 3.2.3 gezeigt, für größere Stauchungen das Neo-Hook Modell verwendet werden.

$$T = \frac{Y}{3} \left(S + 1 - \frac{1}{(S + 1)^2} \right) \quad (4.29)$$

Bei diesem Modell muss für den offenen und geschlossenen Zustand des Ventils die jeweilige Stauchung berechnet werden. Der Ventilhub ergibt sich aus der Aktordicke und der Differenz dieser beiden Stauchungen:

$$z = h \cdot (S(p_{el} + p_i) - S(p_i)) \quad (4.30)$$

In Abbildung 4.9 ist der Einfluss des Eingangsdrucks p_i auf den Aktorhub dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der ringförmige Aufbau einen deutlich größeren Ventilhub zur Folge hat. Dies liegt an dem kleineren E-Modul dieser Konfiguration. Für die betrachteten Abmessungen steigt die Auslenkung auf mehr als den doppelten Wert der zylindrischen Anordnung an. Bei dieser weicheren Anordnung ist durch die größere Stauchung auch der Einfluss des Eingangsdrucks ausgeprägter und die Auslenkung nimmt mit steigendem Druck stärker ab.

Der Durchmesser der Öffnung im DEA hat einen großen Einfluss auf den Ventilhub. Abbildung 4.10 zeigt die Auslenkung für unterschiedliche Verhältnisse von Innendurchmesser zu Außendurchmesser der Ventilanordnung bei einem Eingangsdruck von 50 mbar und zwei unterschiedlichen Abmessungen. Die größere Gesamtanordnung weist prinzipiell einen kleineren Ventilhub auf. Da mit steigendem Durchmesser auch die Breite des Fluidkanals im Ventil zunimmt, gleicht dies den reduzierten Hub wieder aus.

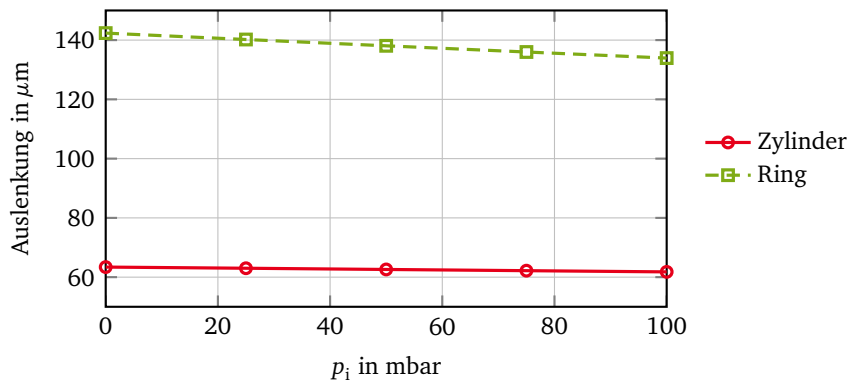


Abbildung 4.9.: Auslenkung des Ventils für eine zylindrische Aktorform mit einem Radius von 5 mm und einer Höhe von 2 mm im Vergleich zur Ringform mit einem Innenloch mit einem Radius von 2 mm bei unterschiedlichen Eingangsdrücken.

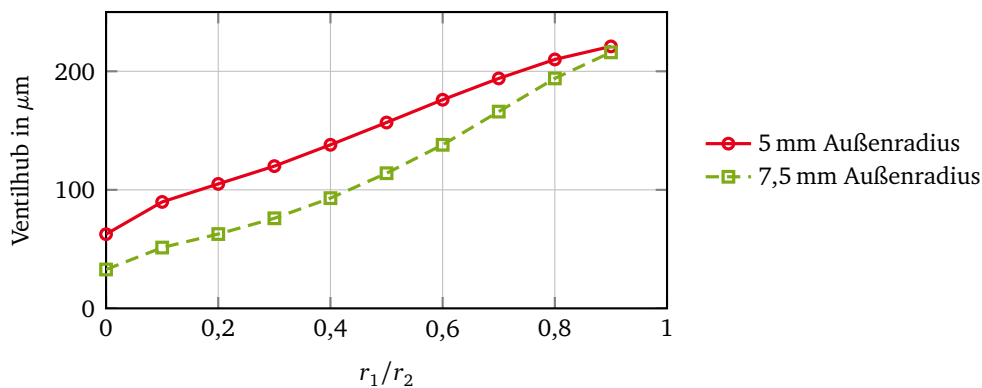


Abbildung 4.10.: Ventilhub für die Ringvariante mit einem Außenradius von 5 mm und 7,5 mm, einer Dicke von 2 mm für unterschiedliche Verhältnisse des Innendurchmessers zum Gesamtdurchmesser bei einem Eingangsdruck von 50 mbar.

4.2.4 Vergleich der Konzepte

Die Anforderungen an den Durchfluss und den Druckabfall sind mit allen vorgestellten Konzepten realisierbar. Zum Vergleich der verschiedenen Lösungen werden diese anhand der folgenden Kriterien bewertet:

- Komplexität des Ventilsitzes
- Benötigte Vorspannung
- Verhalten bei erhöhtem Eingangsdruck

Für die „Buckling“ Konfiguration wird ein Ventilsitz mit durchgehenden Bohrungen, strukturierter Oberfläche und vergrabenen Kanälen benötigt. Zusätzlich muss in einem Montageschritt der Aktor über die Auslassöffnung gespannt werden, um die benötigte mechanische Vorspannung zu erzeugen. Dadurch ist das Ventil im unaktuierten Zustand geschlossen. Ein Öffnen erfolgt erst bei Anlegen einer Mindestspannung oder bei Überschreitung des maximalen Eingangsdrucks.

Beim Ringaktor muss zwischen den beiden Elektrodenanordnungen unterschieden werden. Für die radial gestapelten Elektroden ist das Ventil im Normalzustand geöffnet und schließt erst beim Anlegen einer Spannung. Mit den in z-Richtung gestapelten Elektroden ist dieses Verhalten genau umgekehrt. In dem Fall ist ebenfalls ein zusätzlicher Schritt zum Erzeugen der Vorspannung durch

Montage des Aktors um den Auslassring nötig. Wird der Eingangsdruck über den maximalen Druck erhöht, erzeugt dies eine zusätzliche Dehnung in radiale Richtung, die in Abhängigkeit der Reibung zwischen Aktor und Ventilsitz zu einem Öffnen des Ventils führt.

Die Stapelanordnungen benötigen keinen zusätzlichen Schritt zur Erzeugung einer mechanischen Vorspannung. Die Komplexität des Ventilsitzes variiert je nach Variante zwischen nur durchgehenden Öffnungen bis zu dem Fall von benötigten vergrabenen Kanälen. Das Verhalten bei Überdruck am Gaseinlass zeigt für die Variante mit Gaseinlass und Gasauslass auf derselben Seite ein Öffnen des Ventils. In den anderen beiden Fällen drückt ein erhöhter Eingangsdruck auf den Aktor und sorgt so für ein Schließen des Ventils.

Tabelle 4.2 fasst die genannten Vor- und Nachteile der einzelnen Lösungen zusammen. Im direkten Vergleich weist das Konzept der Stapelanordnung mit einem ringförmigen Aktor die beste Bewertung auf. Es wird kein Schritt zur Erzeugung einer Vorspannung benötigt, im Falle eines Überdrucks am Eingang schließt das Ventil und für den Ventilsitz sind nur durchgehende Öffnungen und eine strukturierte Oberfläche nötig. Daher wird für die weitere Auslegung des dielektrischen Elastomeraktors für das Mikroventil dieses Konzept verwendet.

Tabelle 4.2.: Vergleich der unterschiedlichen Konzepten.

Konzept	Komplexität Ventilsitz	mechanische Vorspannung	Erhöhter Eingangsdruck
„Buckling“ Konfiguration	Durchgehende Öffnungen, strukturierte Oberfläche und vergrabene Kanäle	benötigt	Ventil öffnet
Ringaktor radial	Strukturierte Oberfläche und vergrabene Kanäle	benötigt	Ventil öffnet abhängig von Reibung
Ringanordnung z-Richtung	Strukturierte Oberfläche und vergrabene Kanäle	benötigt	Ventl öffnet abhängig von Reibung
Stapelanordnung Variante a	Durchgehende Öffnungen	nicht nötig	Ventil öffnet
Stapelanordnung Variante b	Durchgehende Öffnungen und strukturierte Oberfläche	nicht nötig	Ventil schließt
Stapelanordnung Variante c	Durchgehende Öffnungen, strukturierte Oberfläche und vergrabene Kanäle	nicht nötig	Ventil schließt

4.3 Entwurf des Ventils

Nach dem Vergleich der Ventilkonzepte und der Auswahl der ringförmigen Stapelvariante werden im Folgenden die Form und die Abmessung des Ventilsitzes, des dielektrischen Elastomeraktors und der Federstruktur festgelegt. Der Aufbau wird entsprechend der Abbildung 4.8b rotationssymmetrisch ausgelegt. Damit der Ventilsitz in einem Teil gefertigt werden kann, wird die durchgehende Öffnung in ringförmige Segmente aufgeteilt. Der Gaseinlass erfolgt mittig auf der Seite des Aktors und die Auslassöffnung ist in ringförmigen Segmenten um den Einlass angeordnet.

Der Ventilsitz, wie in Abbildung 4.11 dargestellt, dient im äußeren Bereich als Auflagefläche für den Aktor und ist dort fest mit diesem verbunden. Im Bereich des Gaseinlasses ist eine Vertiefung vorgesehen, damit das Fluid unter dem Aktor bis zum Ventilkanal strömen kann. Der Bereich zwischen Vertiefung und Auslass wird vom Aktor verschlossen bzw. im aktuierten Zustand geöffnet. Die Abmessungen dieses Bereichs werden zur Berechnung des Strömungswiderstands verwendet. Die Länge des Kanals stellt der Abstand vom Rand der Vertiefung bis zum Rand der Auslassöffnung dar. Die Breite ergibt sich aus dem Umfang in der Mitte dieses Ventilbereichs:

$$b = 2\pi \left(r_1 + \frac{d}{2} \right) k \quad (4.31)$$

Mit dem Faktor k werden die Verbindungsstege zwischen dem inneren und äußeren Bereich des Ventilsitzes berücksichtigt. Für die dargestellte Stegbreite von 20° ergibt sich für k ein Wert von 0,78.

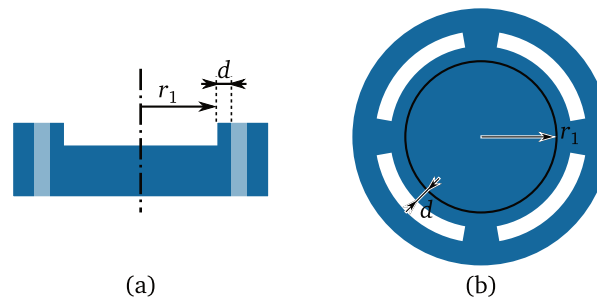


Abbildung 4.11.: Prinzipielle Struktur des Ventilsitzes mit den durchgehenden Auslassöffnungen und Vertiefungen für den Gasfluss in seitlicher Schnittansicht (a) und Draufsicht (b).

Aus den Anforderungen an den maximalen Druckabfall und den benötigten Durchfluss werden der Radius und die Breite der Vertiefung berechnet. Da ein realisierbarer Aufbau von dem einfachen Modell für den analytischen Vergleich von Zylinder- und Ringanordnung abweicht, wird zur Bestimmung der Abmessungen zunächst ein kleinerer Wert für die Auslenkung des Aktors angenommen. So ergibt sich für einen Radius von 5 mm und einer Länge des Ventilbereichs von 0,2 mm ein benötigter Aktorhub von $25 \mu\text{m}$.

Im Konzept wird für den dielektrischen Elastomeraktor ein ganzflächiger aktiver Bereich angenommen. Bedingt durch die geringere Durchschlagfestigkeit von Luft im Vergleich zu dem verwendeten Elastomer können die überlappenden Elektrodenbereiche nicht bis zum Rand des Wandlers ausgeführt werden. Dies erfordert eine Abdeckung des mittleren Bereichs beim Herstellen der einzelnen Elektroden-schichten. Analog zum Gasauslass im Ventilsitz muss der aktive Bereich auf Grund der Herstellung der Elektroden über einen Sprühprozess mit Schattenmaske in einzelne Ringsegmente aufgeteilt werden. Abbildung 4.12 zeigt die resultierende Form des DEA und der Elektroden. Die Zuleitungsbereiche sind jeweils an den Enden eines Ringabschnitts nach außen geführt. Die Breite der Elektroden wird so gewählt, dass diese jeweils 1 mm über den Ventilbereich nach innen und außen hinausragen. Die Elektrode wird in zwei Segmente aufgeteilt, die jeweils zwei Auslassöffnungen überdecken. Für die Öffnungen in der Mitte des Aktors wird ein Durchmesser von 6 mm gewählt, so dass 1 mm Abstand zwischen dem Rand des Aktors und dem Elektrodenbereich liegt.

Die elektrische Kontaktierung der Aktoren kann entweder über den Ventilsitz oder über die metallischen Federstrukturen erfolgen. Auf dem Ventilsitz sind dafür Leiterbahnen nötig, mit denen die einzelnen Anschlüsse nach außen geführt werden. Je nach verwendeter Keramik kann der Ventilsitz nicht als elektrischer Isolator angenommen werden und eine zusätzliche Isolationsschicht zwischen Keramik und Leiterbahnen ist erforderlich. Bei einer Kontaktierung über die Federstruktur,

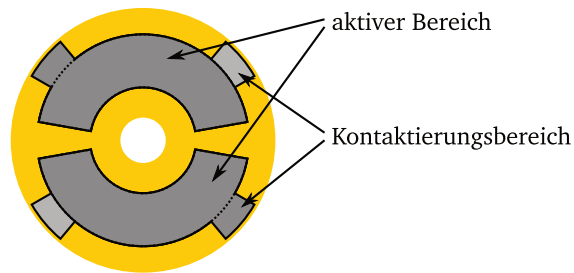


Abbildung 4.12.: Kontur und Elektrodenbereiche des dielektrischen Elastomeraktors für das Mikroventil.

muss diese in einzelne zueinander isolierte Bereiche aufgeteilt werden. Der Anschluss nach außen erfolgt dabei über Kontaktstifte, die von oben auf die einzelnen Federbereiche aufgesetzt werden und diese kontaktieren. Die Form der Federn wird dabei so dimensioniert, dass das Ende eines Federsegments den Ventilbereich eines Segments der Auslassöffnung überdeckt und den Aktor in diesem Bereich gegen den Ventilsitz drückt. Die eigentliche Feder wird über den Zuleitungsbereich des DEA nach außen geführt. Die mechanische Verankerung kann entweder funktionsintegriert mit der Kontaktierung der einzelnen Elektrodenschichten oder in einem separaten Schritt erfolgen.

Auf Grund der zusätzlichen Leiterbahnen und Isolationsschicht auf dem Ventilsitz wird für das Mikroventil die Kontaktierung über die Federstrukturen gewählt. Der prinzipielle Aufbau des Ventils bestehend aus Ventilsitz, dielektrischem Elastomeraktor und Federstruktur ist in Abbildung 4.13 für ein Einzelventil dargestellt.

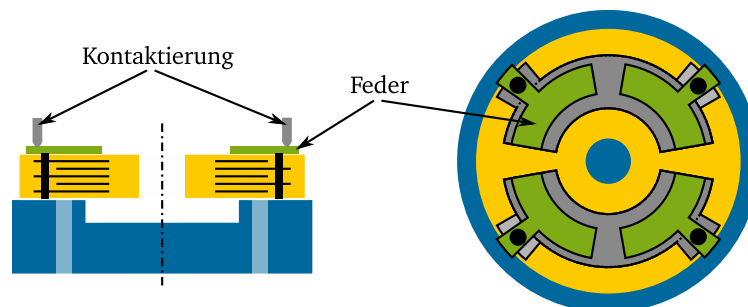
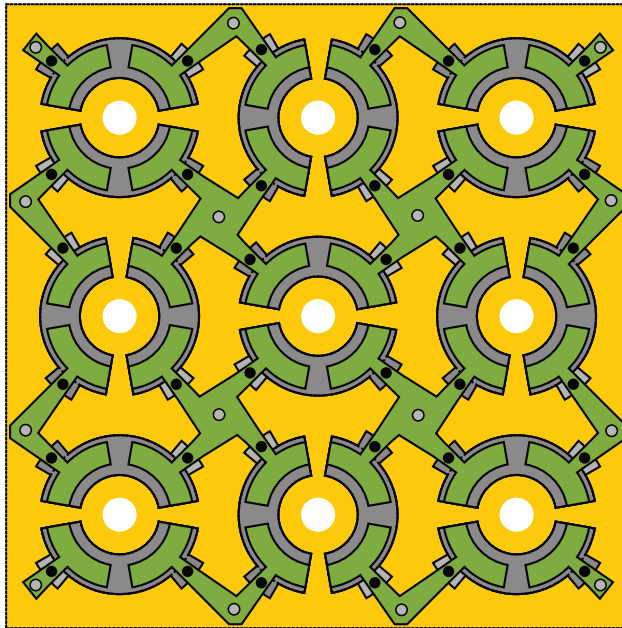


Abbildung 4.13.: Prinzipieller Aufbau des Mikroventils bestehend aus Ventilsitz, DEA und Federstruktur mit der elektrischen Kontaktierung über die Federstruktur.

Ein Wunsch an das Mikroventil stellt die Möglichkeit dar, eine großflächige Arrayanordnung mit diesen Ventilen aufbauen zu können, die individuell ansteuerbar sind, um im Falle des Mikrobrenners anwendungsspezifische Wärmeprofile zu erzeugen. Hierzu muss die elektrische Verschaltung der Wandler entsprechend ausgelegt werden. In Abbildung 4.14 ist eine mögliche Verschaltung dargestellt, bei der jedes Ventil bzw. jeder aktive Bereich der Aktoren einzeln geschaltet werden kann. Durch die Verbindung von jeweils 4 Zuleitungsbereichen zu einem elektrischen Anschluss wird die Anzahl der benötigten Anschlüsse minimiert. Für eine 3x3-Anordnung sind bei Einzelverdrahtung aller Ventile 18 Anschlüsse nötig. Soll jeder aktive Bereich (halbes Ventil) angesteuert werden, sind 36 Anschlüsse nötig. Mit der dargestellten Verschaltung können mit den 16 Anschlüssen alle 18 aktiven Bereiche des dielektrischen Elastomerwandlers in beliebigen Mustern getrennt voneinander angesteuert werden. Die Zusammenfassung der benachbarten Zuleitungen ermöglicht zudem eine dichtere Anordnung der Einzelventile, da kein zusätzlicher Isolationsabstand nötig ist.



- Kontaktierung des DEA
- Kontaktierung der Feder

Abbildung 4.14.: Arrayanordnung von 3x3 Einzelventilen mit einer Verbindung der benachbarten Zuleitungsbereiche der Aktoren über die Federstrukturen.

4.3.1 Berechnung der Auslenkung im Ventilbereich

Nach der Festlegung des Ventildesigns wird im Folgenden die Funktionsfähigkeit des erstellten Designs mittels einer FEM-Simulation überprüft. Hierzu wird die Auslenkung des Aufbaus für unterschiedliche Eingangsdrücke, Federkräfte, Ansteuerspannungen und Aktordicken berechnet und mit dem benötigten Aktorhub verglichen. Zur Durchführung der Simulation wird das Programm ANSYS Workbench verwendet.

Das verwendete Modell mit den entsprechenden Randbedingungen ist in Abbildung 4.15 dargestellt. Durch den symmetrischen Aufbau eines Einzelventils kann das Modell auf ein Viertel reduziert werden mit entsprechenden Symmetriebedingungen an den beiden Grenzflächen. Das Modell des Aktors ist in mehrere Einzelkörper aufgeteilt, um eine sinnvolle Vernetzung des Modells in ANSYS Workbench zu erreichen und um die unterschiedlichen Drücke und Fixierungen den entsprechenden Teilflächen zuordnen zu können.

Diese mechanischen Randbedingungen sind in Abbildung 4.15b dargestellt. Der Druck des Fluids wirkt auf die komplette Oberseite, die Mantelfläche des Lochs und auf den Teil der Unterseite, der über der Vertiefung im Ventilsitz liegt. Im aktiven Bereich des dielektrischen Elastomeraktors wirkt durch die angelegte elektrische Spannung zusätzlich der elektrostatische Druck. Weiterhin drückt über der Auslassöffnung die Feder den Aktor gegen den Ventilsitz. Der äußere Rand des Aktors ist fest mit dem Ventilsitz verbunden und wird daher in der Simulation durch eine Fixierung beschrieben. Der restliche Bereich, in dem Ventilsitz und Aktor Kontakt haben, wird durch einen reibungsfreien Kontakt abgebildet. Dafür stehen in ANSYS unterschiedliche Formulierungen zur Verfügung, die sich in ihren Eigenschaften unterscheiden [Ans13]:

a) Pure Penalty

Bei der Methode „Pure Penalty“ wird die Kontaktnormalkraft über die Eindringung x und der Kontaktsteifigkeit k_{kontakt} berechnet:

$$F_{\text{normal}} = k_{\text{kontakt}} \cdot x \quad (4.32)$$

Das Ergebnis, insbesondere die Eindringung der Kontaktfläche in die Zielfläche, ist bei dieser Formulierung stark von der gewählten Steifigkeit abhängig.

b) Augmented Lagrange

Die „Augmented Lagrange“ Methode ergänzt die Kraft durch einen zusätzlichen intern berechneten Term. Hierdurch weist die Eindringung in die Zielfläche eine geringe Abhängigkeit von der gewählten Kontaktsteifigkeit auf. Im Vergleich zur „Pure Penalty“ Methode ist die Eindringung kleiner, allerdings benötigt diese Formulierung mehr Iterationsschritte bei der Lösung. Dies ist die Standardformulierung für den Kontakt bei flexiblen Körpern.

$$F_{\text{normal}} = k_{\text{kontakt}} \cdot x + \lambda \quad (4.33)$$

c) Lagrange

Die normale Lagrange-Formulierung kommt ohne eine Kontaktsteifigkeit aus. Bei dieser Methode wird ein zusätzlicher Freiheitsgrad, der Kontaktdruck, verwendet. Dadurch ist die Eindringung nahe Null. Allerdings kann dies durch den direkten Wechsel zwischen geschlossenem und offenem Kontakt zu einem Oszillieren des Kontaktzustands und damit zu Konvergenzproblemen führen.

d) Multi-Point constraint

Für nicht lösbare Verbindungen steht zusätzlich die „Multi-Point constraint“ (MPC) Formulierung zur Verfügung. Hierbei werden die Verschiebungen der Knoten in der Kontakt- und Zielfläche fest miteinander verbunden, so dass keine Eindringung auftritt.

Da der Aktor immer in Teilbereichen auf dem Ventilsitz aufliegt und die erwarteten Auslenkungen im Vergleich zu den Gesamtabmessungen klein sind, wird die normale Lagrange-Formulierung verwendet. Eine große Eindringung in den passiven Bereichen würde die Auslenkung im aktiven Bereich beeinflussen. Nur im Fall von Konvergenzproblemen wird auf die „Augmented Lagrange“ Formulierung gewechselt.

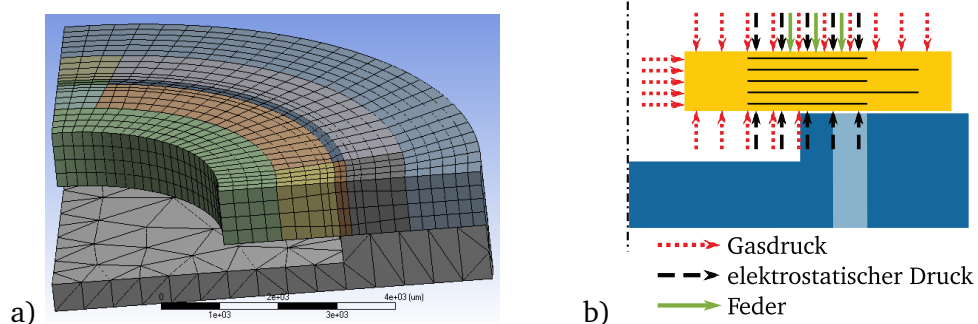


Abbildung 4.15.: Vernetztes FEM-Modell des Aufbaus mit Ventilsitz und DEA (a) und mechanische Randbedingungen des Aktors im Querschnitt (b).

Das Ergebnis der Simulation mit den beschriebenen Randbedingungen ist in Abbildung 4.16 dargestellt. Als Eingangsdruck des Fluids wird dabei ein Wert von 50 mbar angenommen, die zusätzliche Federkraft mit 10 mbar und der elektrostatische Druck in den drei Stufen 0 %, 50 % und 100 % angesetzt. Der maximale Druck ist dabei durch die Durchbruchfeldstärke des Materials von $30 \text{ V } \mu\text{m}^{-1}$ definiert und liegt bei 24 kPa. Dargestellt ist jeweils die Auslenkung an der Unterseite des Aktors in Abhängigkeit des Radius in der Mitte des simulierten Viertelkreises. Der Ventilbereich, der Bereich

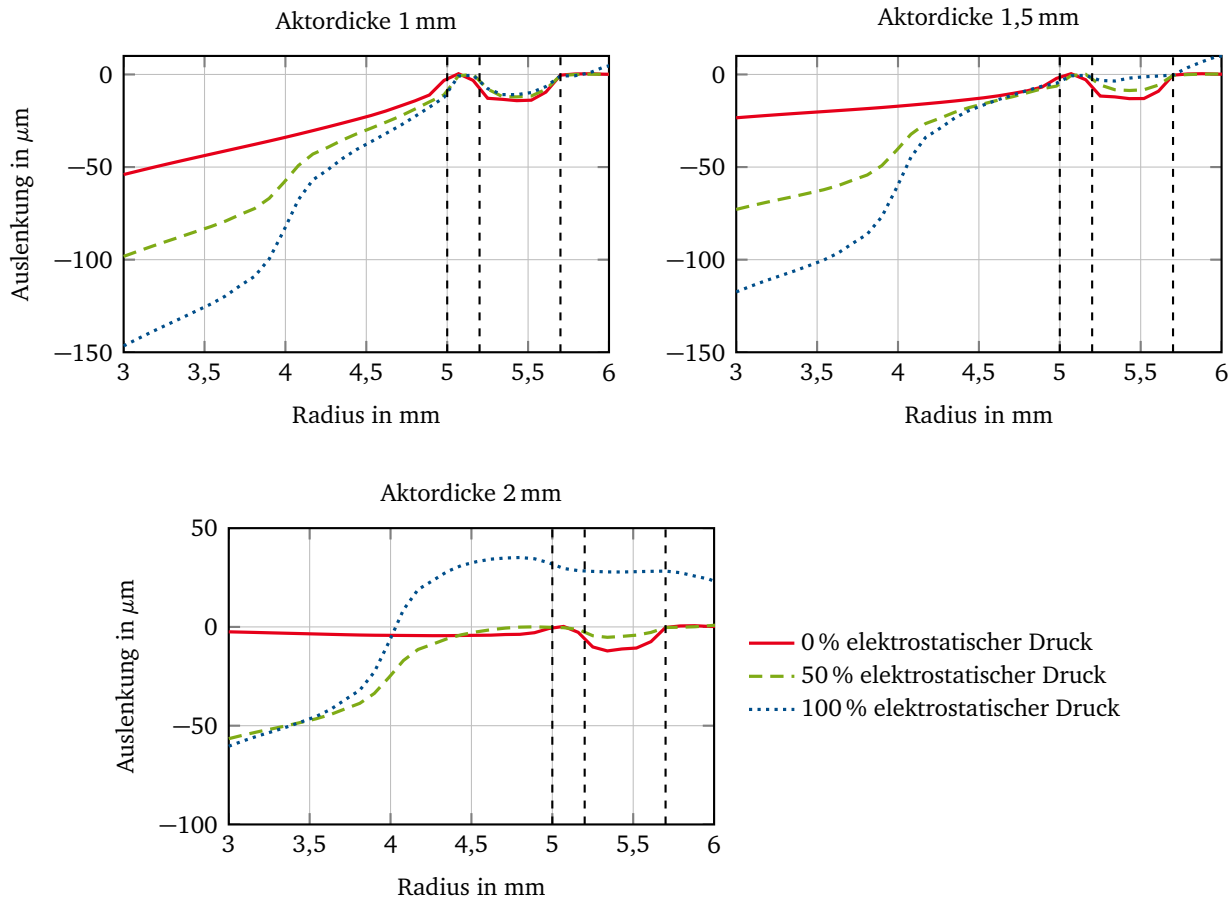


Abbildung 4.16.: Auslenkung der Unterseite des dielektrischen Elastomeraktors in Abhängigkeit des Radius in der Mitte der Auslassöffnung bei einem Eingangsdruck von 50 mbar, einem Federdruck von 10 mbar und unterschiedlichen elektrostatischen Drücken und Dicken des Aktors.

in dem der Abstand zwischen Aktor und Ventilsitz den Durchfluss steuert, liegt zwischen 5 mm und 5,2 mm, die Öffnung im Ventilsitz zwischen 5,2 mm und 5,7 mm.

Wie an den Diagrammen zu erkennen ist, knickt der Wandler an der Kante des Ventilbereichs nach unten ab und neigt sich in die Vertiefung des Ventilsitzes. Bei höheren Ansteuerspannungen nimmt dieses Abknicken zu und kompensiert so die Stauchung des aktiven Bereichs. Für die Aktordicken von 1 mm und 1,5 mm wird dadurch ein Öffnen des Ventils auch bei maximaler Spannung verhindert. Erst ab einer Dicke von 2 mm hebt sich der DEA vom Ventilsitz ab und öffnet das Ventil. Auch ohne eine zusätzliche Federkraft ist dieses prinzipielle Verhalten in den Simulationsergebnissen zu beobachten.

Aus den Diagrammen in Abbildung 4.16 ist die Öffnung im Ventilbereich nur an einer Stelle ersichtlich. Um das Verhalten im ganzen Ventilbereich beurteilen zu können, zeigt Abbildung 4.17 die Auslenkung entlang des Umfangs in der Mitte des Ventilbereichs für eine Aktordicke von 2 mm und maximaler Ansteuerspannung. Der aktive Bereich des DEA geht über den simulierten Viertelkreis hinaus und würde in dem Diagramm im Bereich von -80° bis 80° liegen. Im Bereich der Auslassöffnung von 10° bis 80° ergibt sich eine mittlere Öffnung von $30\mu\text{m}$. Mit diesem Wert liegt die Anordnung über dem benötigten Mindesthub von $25\mu\text{m}$, um die Anforderungen an den Strömungswiderstand zu erfüllen.

Das Neigen des Aktors in die Vertiefung durch das Abknicken erreicht ungefähr den doppelten Wert des Aktorhubs im Ventilbereich im Fall des 2 mm dicken DEA. Daher ist zu vermuten, dass durch eine Abstützung des Aktors im mittleren Bereich ein deutlich größerer Hub im Ventilbereich erzielt werden kann.

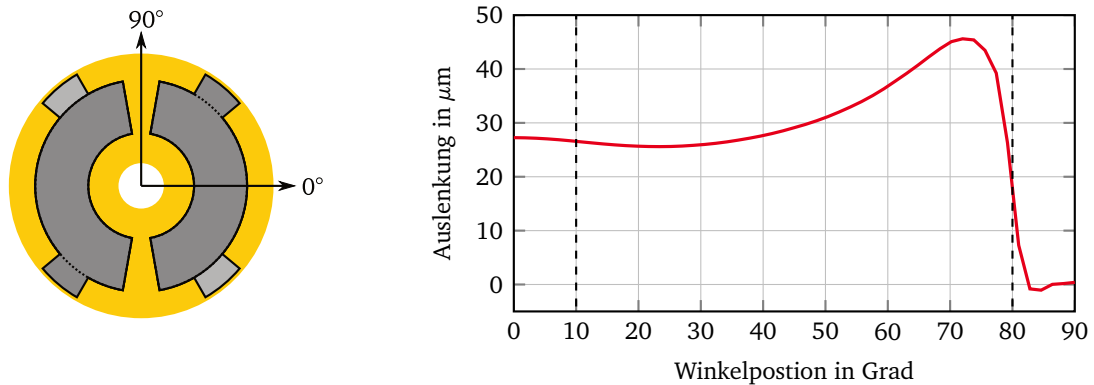


Abbildung 4.17.: Auslenkung des dielektrischen Elastomeraktors entlang der Mitte des Ventilbereichs bei einem Eingangsdruck von 50 mbar, einem Federdruck von 10 mbar, einem elektrostatischen Druck von 24 kPa und einer Dicke des Aktors von 2 mm.

4.3.2 Optimierung des Ventilsitzes

Eine solche Abstützung des Aktors kann durch eine optimierte Form des Ventilsitzes erreicht werden. In Abbildung 4.18 sind zwei alternative Varianten für den Ventilsitz dargestellt, die jeweils zusätzliche Auflageflächen im mittleren Bereich aufweisen. Diese unterscheiden sich in der Position der zusätzlichen Flächen. Bei der ersten Variante schließt sich die zusätzliche Auflagefläche direkt an den vorhandenen Auflagebereich an und verlängert diesen in regelmäßigen Abständen in den mittleren Bereich hinein. Somit wird der Aktor über die komplette Breite abgestützt. In der zweiten Variante werden unabhängige Auflagebereiche hinzugefügt, die nicht direkt mit dem Ventilbereich verbunden sind. Im Vergleich zur ersten Variante ist hiermit eine größere Auflagefläche möglich ohne die Länge des Ventilkanaals partiell zu vergrößern.

Für die FEM-Berechnung werden die zusätzlichen Auflageflächen zum einen als weiterer Kontaktbereich modelliert und zum anderen wird angenommen, dass auf den DEA im Bereich dieser Flächen kein Druck durch das Fluid wirkt.

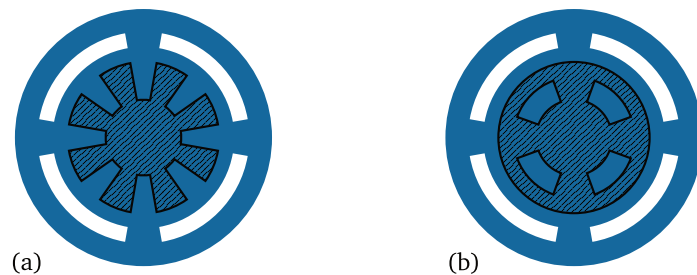


Abbildung 4.18.: Unterschiedliche Varianten des Ventilsitzes mit zusätzlichen Auflageflächen in Form von Stegen (a) bzw. Ringsegmenten (b) für den dielektrischen Elastomeraktor im Bereich der Vertiefung.

Variante 1

Bei dieser Variante (siehe Abbildung 4.18a) werden zwei unterschiedliche Konfigurationen der Stege betrachtet. Zum einen werden über den Umfang acht Stege verteilt, die jeweils eine Breite von 10° aufweisen und vom Ventilbereich bis zur Öffnung im DEA reichen. Zum anderen wird ein Aufbau mit vier Stegen betrachtet, die gleich lang sind, aber jeweils die doppelte Breite aufweisen. In beiden Konfigurationen sind vier der Stege so positioniert, dass sie in dem Bereich zwischen zwei Auslassöffnungen liegen. Die weiteren Stege der ersten Konfiguration liegen jeweils in der Mitte der Auslassöffnungen und reduzieren daher die Kanalbreite.

In Abbildung 4.19 ist die Auslenkung des DEA für die erste Konfiguration des Ventilsitzes dargestellt. Wie zu erkennen ist, nimmt der Hub über den gesamten Ventilbereich im Vergleich zum Ventilsitz ohne Stützstrukturen zu. Bei einer Aktordicke von 1,5 mm ist die Auslenkung bei maximaler Spannung vergleichbar mit dem einfachen Ventilsitz und 2 mm Aktordicke. Weiterhin ist ein Abfall der Auslenkung im Bereich von 40° bis 50° zu erkennen. An dieser Position liegt eine weitere Stützfläche. Da der Aktor im vorderen Bereich auf der Fläche aufliegt fehlt der Druck des Fluids und es kommt zu einer geringeren Auslenkung.

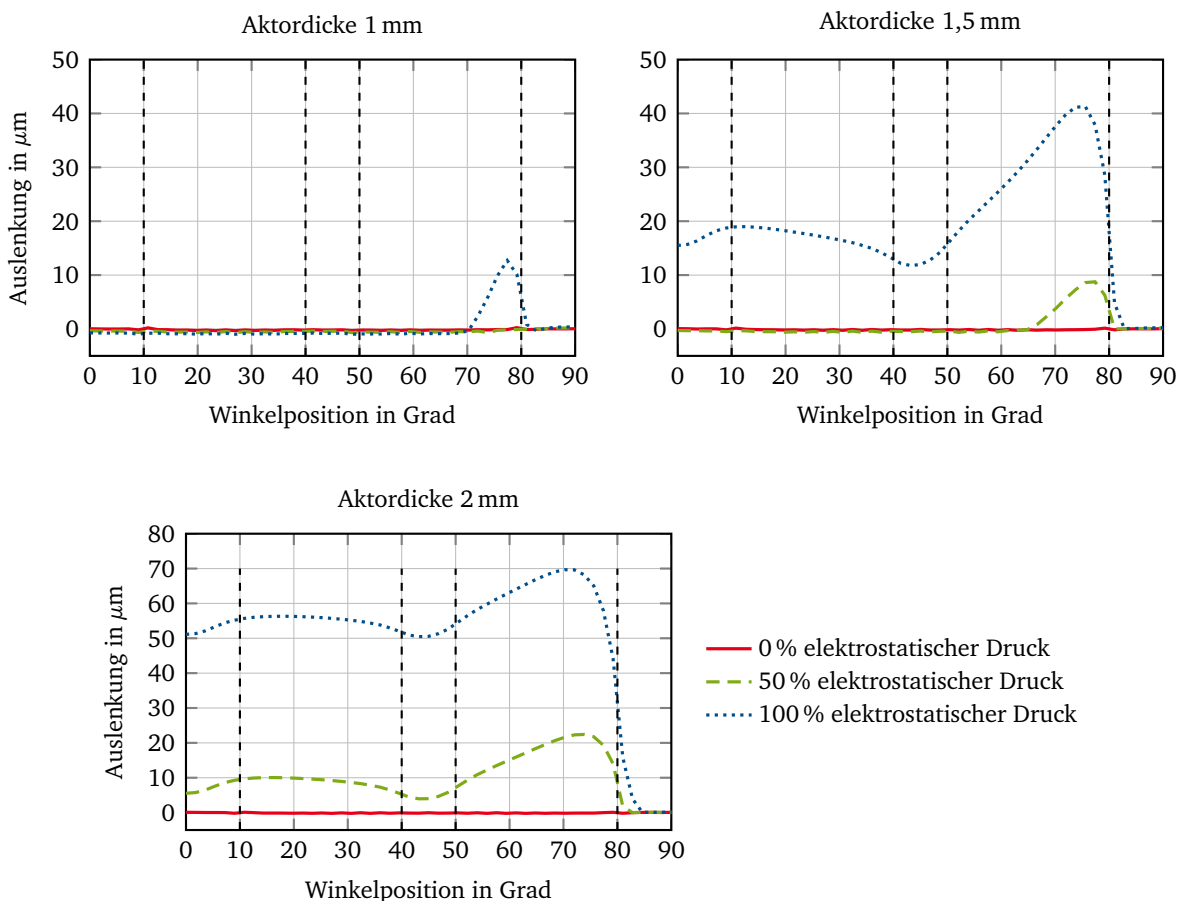


Abbildung 4.19.: Auslenkung des dielektrischen Elastomeraktors auf einem Ventilsitz mit acht zusätzlichen Stegen bei einem Eingangsdruck von 50 mbar, einem Federdruck von 10 mbar und unterschiedlichen elektrostatischen Drücken und Dicken des Aktors.

Das Ergebnis der Variante mit nur vier Stegen ist in Abbildung 4.20 dargestellt. Der Hauptunterschied zur vorherigen Konfiguration liegt in dem stetigeren Verlauf der Auslenkung entlang des Ventilbereichs, da die zusätzlichen Stege wegfallen und somit das Fluid über den ganzen Bereich

auf den Aktor drückt. Im direkten Vergleich der beiden Konfigurationen ist die zweite vorzuziehen, da diese zum einen im Mittel einen größeren Aktorhub aufweist und zum anderen durch die geringe Anzahl an Stegen die Kanalbreite nicht negativ beeinflusst.

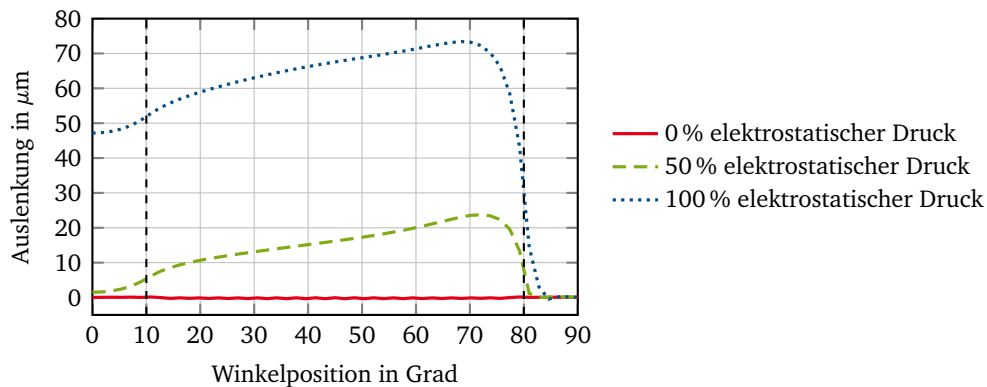


Abbildung 4.20.: Auslenkung des dielektrischen Elastomeraktors auf einem Ventilsitz mit vier zusätzlichen Stegen bei einem Eingangsdruck von 50 mbar, einem Federdruck von 10 mbar, einer Dicke des Aktors von 2 mm und unterschiedlichen elektrostatischen Drücken.

Variante 2

Bei der zweiten Variante (siehe Abbildung 4.18b) werden die Stützstrukturen über einen segmentierten Ring in der Vertiefung des Ventilsitzes erstellt. Der Innendurchmesser entspricht dabei dem Durchmesser der Öffnung im DEA und der Außendurchmesser ist so gewählt, dass sich 1 mm Abstand zum Ventilbereich ergibt. Der Ring wird in acht Segmente aufgeteilt. Die Zwischenräume haben jeweils eine Breite von 10° und sind so angeordnet, dass sie an den beiden Enden einer Auslassöffnung beginnen.

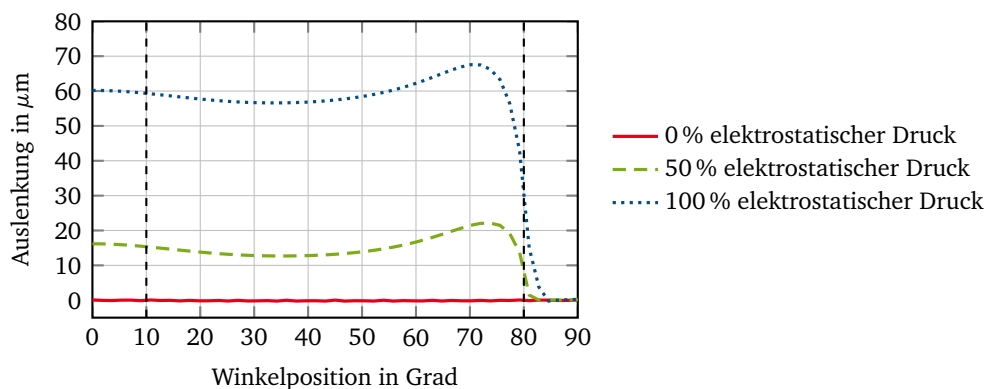


Abbildung 4.21.: Auslenkung des dielektrischen Elastomeraktors mit einem Aufbau des Ventilsitzes nach Variante 2 bei einem Eingangsdruck von 50 mbar, einem Federdruck von 10 mbar, einer Dicke des Aktors von 2 mm und unterschiedlichen elektrostatischen Drücken.

Die Auslenkung des dielektrischen Elastomeraktors in Kombination mit diesem Ventilsitz ist in Abbildung 4.21 dargestellt. Im Vergleich zur ersten Variante der Stützstrukturen werden in beiden Fällen vergleichbare Aktorhübe erreicht. Diese Variante weist jedoch eine gleichmäßigere Aus-

lenkung des Aktors über den gesamten Ventilbereich auf, so dass sie für den Aufbau des Ventils ausgewählt wird.

In Abbildung 4.22 ist das finale Design des Ventilsitzes (a), der Elektrodenstruktur im dielektrischen Elastomeraktor (b) und die Form der Federstrukturen (c) dargestellt.

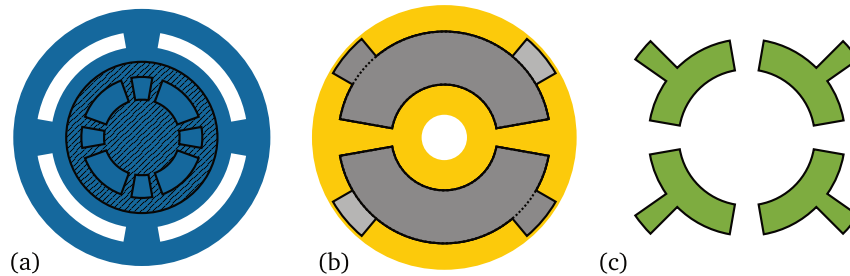


Abbildung 4.22.: Design des Ventilsitzes (a), des dielektrischen Elastomeraktors (b) und der Federstruktur (c).

5 Herstellungstechnologie für Mikroventil

Nachdem das Design der einzelnen Komponenten des Ventils feststeht, werden im nächsten Schritt zwei Prozessketten zur Herstellung des gesamten Mikroventils aufgestellt und untersucht. Ein Schwerpunkt der untersuchten Fertigungsverfahren liegt in der Integrierbarkeit der mikrotechnischen Fertigungsverfahren mit der Technologie der dielektrischen Elastomeraktoren. Die Hauptprozesse zur Herstellung der Keramik des Ventilsitzes, des dielektrischen Elastomeraktors und der Federstruktur sind dabei in beiden Prozessketten identisch.

Die Fertigung des dielektrischen Elastomerstapelaktors erfolgt dabei, analog zu dem am Institut für Elektromechanische Konstruktionen entwickelten Verfahren (siehe Abschnitt 2.4.4), in drei sich wiederholenden Schritten. Zuerst wird das unvernetzte Silikon auf das Substrat aufgetragen und über einen Schleuderprozess auf eine definierte Schichtdicke gebracht. Anschließend wird die Silikonschicht thermisch vernetzt und die Elektroden-schicht durch Aufsprühen einer Graphit-Isopropanol-Suspension durch eine Schattenmaske strukturiert.

Die Federstrukturen werden durch eine galvanische Abscheidung von Nickel hergestellt. Durch eine spezielle Prozessführung mit einem filtrierten Nickelsulfamatbad ist es möglich, metallische Schichten mit intrinsischen Materialspannungen herzustellen. Die Spannungen können dabei über die Stromdichte in einem großen Bereich von 10 MPa bis -90 MPa variiert werden, so dass die Kennlinie der Federn entsprechend der Anforderungen eingestellt werden kann [SS12a; SS12b].

Der keramische Ventilsitz wird über das Verfahren der Soft-Lithographie hergestellt [Mar+11a; Mar+11b]. Dabei wird im ersten Schritt ein PDMS Abguss des Masters erzeugt. Diese Form wird mit dem präkeramischen Polymer gefüllt und mittels UV-Strahlung vernetzt. Der so entstandene Grünkörper wird bei ca. 1100°C unter Inertgasatmosphäre pyrolysiert. Wegen der auftretenden Schrumpfung des Grünkörpers von ca. 10 % bei der Pyrolyse müssen die Abmessungen des Masters entsprechend vergrößert werden. Aufgrund der hohen Temperaturen bei der Pyrolyse der Keramik erfolgt die Herstellung getrennt von den anderen Komponenten.

Im folgenden Kapitel werden die beiden entwickelten Prozessketten zur Herstellung des Mikroventils mit den einzelnen Prozessen vorgestellt. Danach werden exemplarisch die Prozesse zur elektrischen Kontaktierung des dielektrischen Elastomeraktors, zum Bonden des DEA auf den Ventilsitz und zur Freistellung des fertigen Ventils herausgegriffen und im Detail mit den durchgeführten Versuchen und Ergebnissen vorgestellt.

5.1 Prozessketten zur Herstellung

Die Herstellung des Mikroventils ist mit zwei verschiedenen Prozessketten möglich. Diese unterscheiden sich grundlegend in der Reihenfolge des Aufbaus. Beim Bottom-Up-Ansatz beginnt der Aufbau mit dem Ventilsitz, auf dem direkt der DEA und darauf die Federstruktur prozessiert werden. Im Gegensatz dazu beginnt der Top-Down-Ansatz mit den Federstrukturen, die auf einem Opfersubstrat abgeschieden werden. Darauf wird der DEA prozessiert und anschließend mit dem Ventilsitz verbunden.

Die prinzipielle Herstellung des dielektrischen Elastomeraktors, des Ventilsitzes und der Federstrukturen sind in beiden Prozessketten identisch. Aus der unterschiedlichen Prozessfolge ergeben sich andere Randbedingungen für die jeweiligen Einzelprozesse und es sind teilweise Zwischenschritte nötig, um entsprechende Startbedingungen zu erzeugen.

5.1.1 Bottom-Up-Prozesskette

Eine Übersicht der einzelnen Prozesse der „Bottom-Up“-Prozesskette ist in Abbildung 5.1 dargestellt. Im ersten Schritt wird auf dem Ventilsitz eine planare Ebene für die Herstellung des DEA geschaffen. Dazu werden die Löcher und Vertiefungen des Ventilsitzes gefüllt. Das verwendete Füllmaterial muss dabei zu den weiteren Prozessschritten kompatibel sein und sich am Ende selektiv zu den anderen Materialien entfernen lassen. Eine Möglichkeit ist dabei die Verwendung von Fotolack, der auch für die Strukturierung der Federstrukturen verwendet wird.

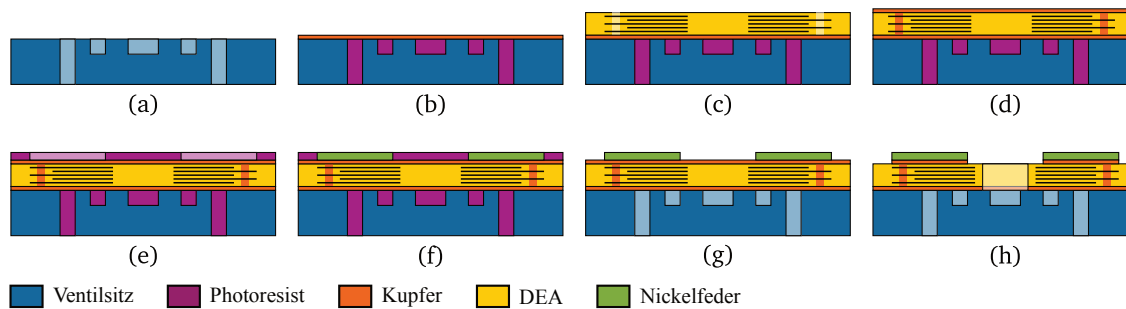


Abbildung 5.1.: Bottom-Up Herstellungsprozess.

Im nächsten Schritt wird durch Aufdampfen eine Galvanostartschicht aus Kupfer mit ca. 100 nm aufgetragen. Darauf wird mit dem bekannten Verfahren der dielektrische Elastomeraktor hergestellt. Der Aktor besteht dabei aus 30 Schichten mit einer Einzelschichtdicke des Dielektrikums von $50\mu\text{m}$. Eine selektive Haftung des DEA auf dem Ventilsitz könnte auf zwei Arten erfolgen: Zum einen durch das Aufbringen einer Anti-Haft-Schicht auf dem Substrat und zum anderen über eine Opferschicht, die am Ende der Ventilherstellung wieder entfernt wird und so die Verbindung zwischen Aktor und Ventilsitz löst [Sch11].

Nach der Herstellung des DEA erfolgt in den einzelnen Zuleitungsbereichen die elektrische Kontaktierung. Dazu werden im ersten Schritt durch Löcher in diesen Bereichen die einzelnen Elektroden-schichten an den Schnittkanten freigelegt. Im zweiten Schritt werden diese Löcher in einem Galvanikprozess mit Kupfer gefüllt, um die einzelnen Schichten elektrisch miteinander zu verbinden. Die Details zu dem Verfahren und Ergebnisse zur Qualität der Kontaktierung sind in Abschnitt 5.2 beschrieben.

Auf den kontaktierten DEA wird erneut eine Galvanostartschicht aufgebracht, die zur Herstellung der Federstrukturen benötigt wird. Über einen Fotolithographie-Schritt wird die Form der Federstrukturen festgelegt. In einem weiteren Galvanikprozess wird die Fotolackform mit Nickel gefüllt und so die Federn hergestellt. Durch die Parameter des Abscheidevorgangs können die intrinsischen Materialspannungen eingestellt werden und somit die Federeigenschaften der Nickelschicht gesteuert werden [SS12a; SS12b]. Die elektrische Anbindung der Elektroden an die Federstruktur ist durch die direkte Verbindung der Federstrukturen aus Nickel mit der Galvanostartschicht aus Kupfer und der galvanischen Kupferfüllung des DEA in den Zuleitungsbereichen gegeben.

In den letzten Schritten wird der Fotolack für die Strukturierung der Federstrukturen und zur Planarisierung des Ventilsitzes mit einem geeigneten Lösungsmittel entfernt. Die aufgedampften Startschichten für die beiden Galvanik-Schritte müssen ebenfalls entfernt werden, da diese die Federstrukturen leitend miteinander verbinden und darüber den DEA kurzschließen.

5.1.2 Top-Down-Prozesskette

Die einzelnen Prozesse und deren Reihenfolge in der „Top-Down“-Prozesskette sind in Abbildung 5.2 dargestellt. Die Herstellung des Mikroventils beginnt in dieser Variante mit einem Substrat aus glasfaserverstärktem Epoxidharz (FR4). Um dieses Opfersubstrat am Ende der Prozesskette von dem hergestellten Ventil ablösen zu können, wird eine zusätzliche Opferschicht aus Fotolack auf das Substrat aufgebracht, die sich mit einem Lösungsmittel einfach entfernen lässt und so das Ventil vom Substrat trennt.

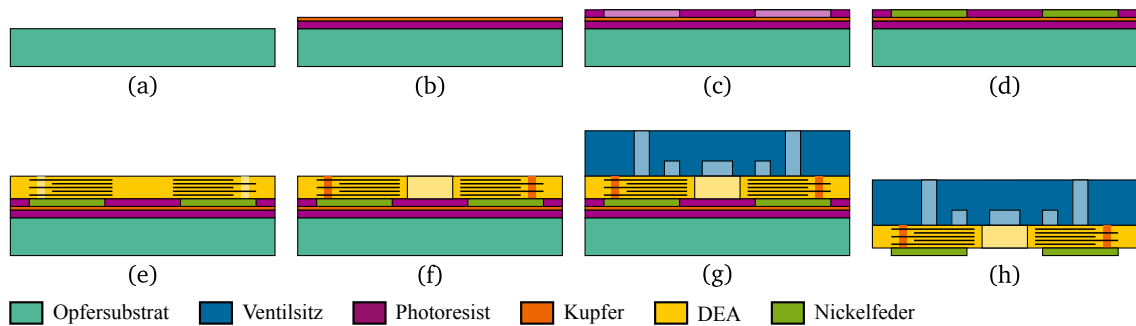


Abbildung 5.2.: Top-Down Herstellungsprozess.

Für die Federherstellung wird, wie bei der Bottom-Up-Prozesskette, zunächst eine Galvanostartschicht aus Kupfer aufgedampft. Über einen Fotolithographie-Schritt wird die Form für die galvanische Abscheidung der Federstrukturen erzeugt. Über die Prozessparameter der Nickelgalvanik werden die intrinsischen Materialspannungen und damit die Federeigenschaften eingestellt [SS12a; SS12b]. In diesem Fall werden intrinsische Zugspannungen benötigt, damit die Feder im fertigen Ventil gegen den dielektrischen Elastomeraktor drückt.

Im nächsten Prozessschritt wird der DEA direkt auf dem Substrat mit der Federstruktur hergestellt. Dabei kann die Galvanoform noch vorhanden sein, so dass sich ein ebener Untergrund für die DEA-Herstellung ergibt, oder der Fotolack wird vorher entfernt. Im zweiten Fall ergibt sich somit ein unebener Untergrund für die Herstellung des DEA, aber die Haftung der Feder auf dem DEA ist verbessert, da sie nicht nur aufliegt, sondern auch seitlich umschlossen wird. Dafür ist bei der Herstellung des DEA eine zusätzliche Silikonschicht nötig, die für einen Höhenausgleich sorgt und die elektrische Isolation zwischen der ersten Elektrodenschicht und der Federstruktur gewährleistet. Der restliche Aufbau des Aktors ist identisch zu dem Aufbau bei der Bottom-Up Prozesskette.

Im nächsten Schritt erfolgt die elektrische Kontaktierung des DEA. Der Ablauf ist dabei identisch zu der Bottom-Up-Prozesskette. Für das Füllen der Löcher kann in dieser Prozesskette neben dem Galvanikprozess auch eine leitfähige Verbindung über eine Graphitschicht erzeugt werden. Dazu wird eine Graphit-Isopropanol-Suspension in die Löcher gefüllt, so dass sich nach dem Trocknen eine Graphitschicht an der Wand der Löcher bildet und darüber die einzelnen Elektrodenschichten mit der Federstruktur verbindet. Für eine mechanische Fixierung werden die Löcher anschließend mit Silikon aufgefüllt. Zur Isolation gegenüber dem Ventilsitz wird nach der Kontaktierung eine zusätzliche Silikonschicht aufgeschleudert. Ein Vergleich der beiden Kontaktierungsvarianten ist in Abschnitt 5.2 beschrieben.

Der Ventilsitz wird durch einen selektiven Bondprozess mit dem DEA verbunden. Dafür wird die Oberfläche des DEA zunächst im Bereich des Kanals und der Auflageflächen passiviert, um dort eine feste Verbindung zu verhindern. Nach einer Aktivierung der restlichen Oberfläche durch ein Sauerstoff-Plasma wird der Ventilsitz und der DEA gebondet. Eine genaue Beschreibung des Prozesses ist in Abschnitt 5.3 dargestellt.

Im letzten Schritt wird das Opfersubstrat und die erste Galvanostartschicht entfernt und so das Ventil freigestellt. Der Einfluss unterschiedlicher Lösungsmittel auf die mechanischen Eigenschaften des DEA sind in Abschnitt 5.4 dargelegt.

5.1.3 Vergleich der Prozessketten

Eine prinzipielle Herstellung des Mikroventils ist mit beiden vorgestellten Prozessketten möglich. Unterschiede liegen in den spezifischen Prozessen beider Varianten mit den jeweiligen Vor- und Nachteilen. Tabelle 5.1 zeigt eine Übersicht dieser Unterschiede anhand der wichtigsten Kriterien, die im folgenden näher beschrieben sind.

Tabelle 5.1.: Vergleich der „Bottom-Up“- und der „Top-Down“-Prozesskette.

Kriterium	Bottom-Up	Top-Down
Elektrische Isolation	Stabile Isolationsschicht (Stanzen, Laserschneiden) Vor DEA-Herstellung	Zusätzliche Silikonschicht Nach DEA-Herstellung
Verbindung DEA mit Ventilsitz	Implizit durch Fertigung Selektive Opferschicht	Expliziter Bondprozess Selektive Passivierung
Herstellung der Federstruktur	Weicher DEA als Substrat Intrinsische Druckspannungen	Opfersubstrat aus FR4 Intrinsische Zugspannungen

Die Trocknung des Lacks stellt ein Problem beim ersten Schritt der „Bottom-Up“-Prozesskette dar. Durch die große und stark inhomogene Dicke von 0,5 mm im Bereich der Vertiefung und bis zu 1 mm im Bereich der durchgehenden Löcher, entsteht bei der Trocknung durch das Austreten des Lösungsmittels eine stark unebene Oberfläche. Da für die Herstellung des DEA ein ebenes Substrat zum einen für den Schleuderprozess und zum anderen für die Herstellung der Elektroden-schichten benötigt wird, muss hier eine zusätzliche Planarisierung erfolgen.

Um eine elektrische Isolation zwischen DEA und Ventilsitz zu erreichen, ist in beiden Prozessketten eine zusätzliche Isolationsschicht nötig. In der „Bottom-Up“-Variante muss die Isolationsschicht vor der elektrischen Kontaktierung des DEA aufgebracht werden. Daher darf diese Schicht durch das Stanzen bzw. Laserschneiden nicht beschädigt werden. Im Vergleich dazu ist diese Isolationsschicht beim „Top-Down“-Verfahren erst nach der DEA-Kontaktierung nötig und kann daher zum Beispiel durch eine weitere Silikonschicht realisiert werden.

Die Haftung zwischen Ventilsitz und DEA erfolgt bei der „Bottom-Up“-Prozesskette implizit bei der Herstellung des DEA durch das Aufschleudern der Silikonschicht direkt auf den Ventilsitz mit anschließender thermischer Vernetzung. Eine selektive Haftung kann durch zusätzliche Anti-Haft-Schichten oder Opferschichten auf dem Ventilsitz erreicht werden. In der „Top-Down“-Prozesskette ist die Verbindung explizit als zusätzlicher Prozess realisiert. Das verwendete Bonden mit einem O₂-Plasma erzielt eine gute Haftung zwischen Ventilsitz und DEA. Über eine vorherige selektive Passivierung mittels CF₄-Plasma kann im Ventilbereich der Bondprozess unterdrückt werden.

Für die Herstellung der Federstrukturen wird in beiden Verfahren eine Nickelschicht mit intrinsischen Materialspannungen galvanisch abgeschieden. Im Fall des „Bottom-Up“-Prozesses sind dabei intrinsische Druckspannungen nötig, die nur durch eine aufwändige Prozessführung hergestellt werden können. Weiterhin entstehen bei der fotolithographischen Prozessierung auf dem weichen Elastomer des Aktors leicht Risse in der Galvanikstartschicht oder der Galvanoform. Dadurch

kann es zu Unterbrechungen in der Federstruktur oder zu Kurzschlüssen zwischen benachbarten Strukturen kommen.

In der „Top-Down“-Prozesskette werden die Federstrukturen auf einem harten Opfersubstrat hergestellt, so dass negative Einflüsse durch das Substrat ausgeschlossen sind. Zusätzlich sind die benötigten intrinsischen Zugspannungen im Galvanikprozess über einen größeren Bereich einstellbar. Je nachdem ob die Galvanoform vor der Herstellung des DEA entfernt wird, ist eine zusätzliche Silikonschicht nötig, um die Federstrukturen zu umschließen und für einen sicheren Isolationsabstand zwischen Federstruktur und erster Elektrodenschicht zu sorgen.

Im direkten Vergleich beider Prozessvarianten überwiegen die Vorteile der „Top-Down“-Prozesskette besonders an den Schnittstellen zwischen den drei unterschiedlichen Materialsystemen dem keramischen Ventilsitz, dem dielektrischen Elastomeraktor und der metallischen Federstruktur. Daher wird für die Herstellung des Mikroventils die „Top-Down“-Prozesskette verwendet.

5.2 Kontaktierung

Einer der wichtigsten Prozessschritte bei der Herstellung des Mikroventils stellt die elektrische Kontaktierung des dielektrischen Elastomeraktors dar. Wie in Abschnitt 2.4 gezeigt, existieren unterschiedliche Kontaktierungsverfahren für gestapelte DEA. Durch die Integration des Aktors in ein Mikrosystem und das Ziel in einem System mehrere Aktoren in einem Array anzuordnen, können die vorhandenen Kontaktierungsverfahren nicht unverändert übernommen werden.

Im Folgenden werden daher zwei unterschiedliche Kontaktierungsvarianten für die Herstellung des Mikroventils vorgestellt und anhand zweier Kriterien miteinander verglichen. Der allgemeine Ablauf der Kontaktierung gliedert sich in zwei Schritte: Zuerst werden in der Zuleitung die Elektrodenschichten freigelegt. Danach erfolgt die eigentliche Kontaktierung über eine galvanische Abscheidung von Kupfer oder über das Auffüllen mit einer Graphit-Isopropanol-Suspension.

5.2.1 Kennwerte zur Beurteilung

Zur Beurteilung der Kontaktierung werden, wie in Abschnitt 3.3.2 beschrieben, aus dem gemessenen Impedanzfrequenzgang der Serienwiderstand R_s und die Kapazität C bestimmt. Mit diesen Werten und dem Aktoraufbau können zwei Kennwerte zur Beurteilung der elektrischen Kontaktierung abgeleitet werden. Das erste Kriterium beschreibt das Verhältnis η von kontaktierten Schichten zur Gesamtzahl der Schichten und wird aus gemessener Kapazität und Sollkapazität, die aus den Abmessungen der Elektroden (d und A) und der Schichtanzahl N berechnet wird, bestimmt.

$$\eta = \frac{C_{\text{mess}}}{C_{\text{soll}}} = C_{\text{mess}} \cdot \frac{1}{N} \frac{1}{\epsilon_r \epsilon_0} \frac{d}{A} \quad (5.1)$$

Als zweites Kriterium wird der Kontaktwiderstand zwischen einer einzelnen Elektrodenschicht im Aktor und der Kontaktierung verwendet. Diese Größe ist nicht direkt messbar und wird daher aus der Geometrie des vermessenen Aktors, dem Schichtwiderstand einer Elektrodenschicht und dem Serienwiderstand des elektrischen Ersatzschaltbilds berechnet.

$$R_k = \frac{N}{4} \cdot R_s - \frac{l}{b} \cdot R_{\square} \quad (5.2)$$

Dabei gibt b die Breite der Elektrodenschicht und l die doppelte Länge von der Kontaktstelle zur Mitte des Überlappungsbereichs an.

Für die nachfolgenden Messungen der elektrischen Parameter wird ein Aktor mit kreuzförmiger Elektrodenstruktur und einer Einzelschichtdicke des Dielektrikums von $50\mu\text{m}$ verwendet. Dieser besteht aus rechteckigen Elektroden mit einer Breite von 10 mm und einer Länge von 30 mm, die um 90° zueinander verdreht sind. Damit ergeben sich pro Elektroden-schicht zwei Zuleitungsbereiche in denen die Schichten kontaktiert werden können. Dies erlaubt zum einen die Messung des Widerstands einer Elektrodengruppe über die Kontaktstellen an beiden Enden und zum anderen die Messung der frequenzabhängigen elektrischen Impedanz des Aktors über Kontaktstellen an beiden Elektrodengruppen. Abbildung 5.3 zeigt den Aufbau eines solchen Kreuzaktors auf einem FR4-Substrat. Die elektrische Kontaktierung erfolgt dabei zwischen den Elektroden-schichten und den Leiterbahnen auf der Platine.

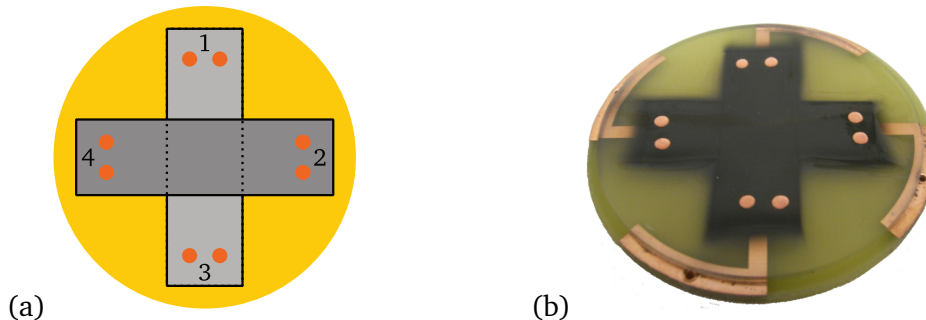


Abbildung 5.3.: Schematischer Aufbau der Elektrodenform mit den vier Zuleitungsbereichen (a) und Foto eines galvanisch kontaktierten Kreuzaktors (b), der zur Charakterisierung des Kontaktierungsverfahrens verwendet wird.

Eine alternative Möglichkeit zur Bestimmung des Kontaktwiderstands beschreiben HAUS und MÖSSINGER in [MHS12]. Dazu wird eine Elektrode mit zwei Testkontakten und vier Referenzkontakten versehen und nach Einprägen eines Stroms an unterschiedlichen Kontaktstellen werden die elektrischen Spannungen an den übrigen Kontakten gemessen. Aus diesen Messwerten können die Kontaktwiderstände für die beiden Testkontakte berechnet werden.

5.2.2 Freilegen der Elektroden-schichten

Für die elektrische Kontaktierung der gestapelten dielektrischen Elastomeraktoren müssen in einem ersten Schritt die einzelnen Elektroden-schichten freigelegt werden. Dazu werden im Folgenden zwei unterschiedliche Prozesse betrachtet:

- Stanzen
- Laserschneiden mit CO_2 -Laser

Beim Stanzen wird der Aktor durch ein Stanzwerkzeug entlang einer definierten Kante geschnitten. Als Werkzeug kommt für die Versuche ein Locheisen mit einem Durchmesser von 2 mm zum Einsatz. Durch die aufgebrachte Kraft und den niedrigen E-Modul des Aktors kommt es zu einer nach innen gewölbten Schnittkante (siehe Abbildung 5.4b).

Für das Laserschneiden wurden im Rahmen des BMBF-Projekts „Integrationsorientierte Verfahren zur Herstellung hybrider Mikrosysteme“ [Sch11] erste Untersuchungen zur Eignung unterschiedlicher Lasertypen für das Bearbeiten des verwendeten Materials P7670 durchgeführt. Die besten Ergebnisse wurden dabei mit einem CO_2 -Laser erzielt. MALEKI et al. verwenden ebenfalls einen CO_2 -Laser zur Herstellung von DEA Biegeaktoren. Dabei wird die äußere Kontur des Wandlers über Laserschneiden des PDMS Materials erzeugt [MCZ11]. Für die weiteren Versuche wird das Modell VersaLaser VLS3.5 der Firma Universal Laser Systems mit einer Laserleistung von 30 W verwendet.

Ein Vergleich der beiden Verfahren in Bezug auf die Form ist in Abbildung 5.4 dargestellt. Wie zu erkennen ist, erzeugt das Laserschneiden zylinderförmige Löcher, wohingegen sich beim Stanzen eine nach innen gewölbte Öffnung ergibt. Durch die Fixierung auf der Unterseite durch das Substrat und auf der Oberseite durch das Stanzwerkzeug entsteht eine Verformung in dem Aktor, bei der, wie in Abschnitt 3.2.4 gezeigt, das Material in der Mitte nach außen verdrängt wird, und sich somit nach dem Entlasten eine gewölbte Schnittkante bildet.

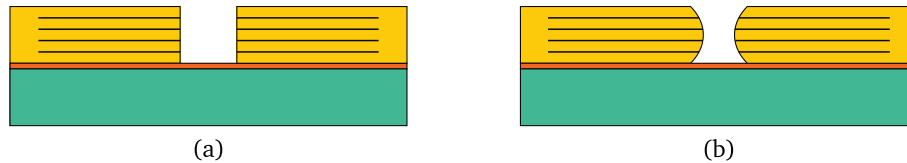


Abbildung 5.4.: Schematisches Schnittbild für eine lasergeschnittene (a) und gestanzte (b) Freilegung der Elektrodenschichten im Zuleitungsbereich eines dielektrischen Elastomerstapelaktors auf einem Substrat.

Beim Laserschneiden wurden mit dem verwendeten Laser Aktoren mit einer Gesamtdicke von bis zu 2,5 mm erfolgreich verarbeitet. Beim Stanzen hängt die maximale Dicke von der erlaubten Wölbung der Schnittkante und damit von dem Aspektverhältnis bzw. der Größe der Öffnung ab. Für den verwendeten Durchmesser von 2 mm sind bei Aktoren bis zu einer Dicke von 2 mm gute Ergebnisse erreicht worden.

Ein weiterer Unterschied beider Verfahren liegt in der Qualität der Schnittkante. Abbildung 5.5 zeigt Mikroskopaufnahmen von einem gestanzten und einem lasergeschnittenen Loch im Zuleitungsbereich eines 30-schichtigen Aktors. Darauf sind Ablagerungen an der Oberfläche zu erkennen, die beim Laserschneiden entstehen und sich mechanisch leicht entfernen lassen.

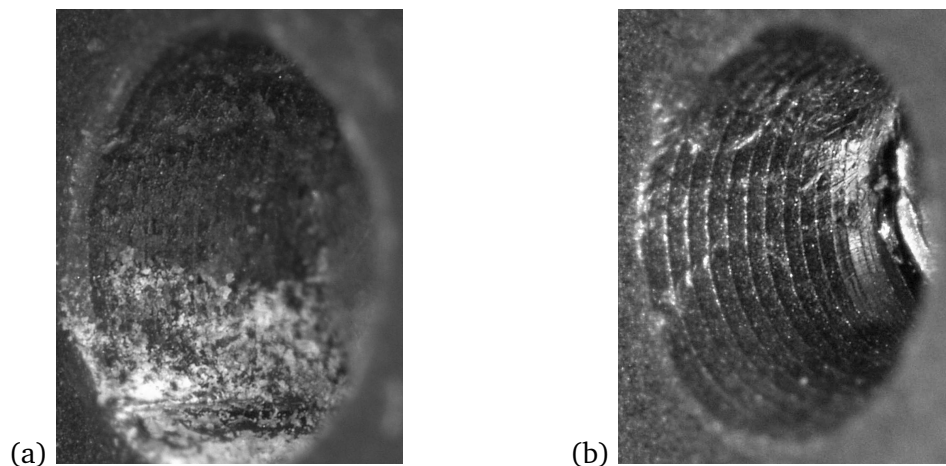


Abbildung 5.5.: Mikroskopaufnahme eines lasergeschnittenen (a) und eines gestanzten (b) Loches im Zuleitungsbereich eines DEA. In der gelaserten Variante sind in der unteren Hälfte die Ablagerungen sichtbar, die beim Laserschneiden entstehen. In der oberen Hälfte sind diese Ablagerungen mechanisch entfernt.

Neben dem optischen Unterschied wirkt sich dies auch auf den elektrischen Widerstand aus. In Tabelle 5.2 sind die Serienwiderstände von vier Aktoren für die gestanzte und lasergeschnittene Variante aufgeführt. Für diese Messungen wurden 30-schichtige kreuzförmige Aktoren, wie in Abbildung 5.3 dargestellt, verwendet. Bei den Aktoren 102 und 103 ist jeweils über Kreuz dasselbe Verfahren verwendet (z.B. in den Anschlussbereichen 1 und 3 gestanzte und in den Bereichen 2 und 4 lasergeschnitten). Die Messung des Widerstands erfolgt in diesem Fall über den

Impedanzfrequenzgang. Die Aktoren 104 und 105 weisen entlang einer Elektrode dasselbe Kontaktierungsverfahren auf. Hier erfolgt die Messung über eine direkte Widerstandsmessung.

Tabelle 5.2.: Elektrischer Serienwiderstand von 30-schichtigen kreuzförmigen Aktoren bei unterschiedlichen Verfahren zum Freilegen der Elektrodenschichten zur Kontaktierung.

Aktor	Stanzen	Laserschneiden
102	7,8 k Ω	14 k Ω
103	8 k Ω	11 k Ω
104	25 k Ω	67 k Ω
105	50 k Ω	100 k Ω

Wie zu erkennen ist, erzielt das Stanzverfahren im Mittel einen um den Faktor zwei besseren elektrischen Widerstand bei ansonsten identischem Aufbau des Aktors. Das Laserschneiden hat dagegen einen Vorteil bei kleineren Öffnungen durch die steileren Kanten, die damit erzielt werden können. Für das Mikroventil wird daher das Stanzen zum Freilegen der Elektrodenschichten ausgewählt.

5.2.3 Galvanische Kontaktierung

Als erstes Verfahren zur Herstellung der elektrischen Kontaktierung wird die galvanische Abscheidung von Kupfer betrachtet. Dabei werden die erzeugten Öffnungen im DEA mit Kupfer gefüllt, das eine leitfähige Verbindung zwischen den Elektrodenschichten aus Graphit und der Zuleitung auf dem Ventilsitz oder der Federstrukturen herstellt.

Für die Durchführung der Kontaktierung wird eine Galvanikanlage der Firma M-O-T verwendet, die für die galvanische Abscheidung von Nickel und Kupfer auf 4-Zoll Wafer ausgelegt ist. Der vorbereitete DEA auf dem Ventilsitz oder dem Opfersubstrat mit den Freilegungen der Elektrodenschichten wird in einem Substrathalter befestigt und die Galvanostartschicht elektrisch kontaktiert. Während des Prozesses rotiert der Substrathalter mit der Startschicht als Kathode im Elektrolyten in konstantem Abstand zur Kupferanode. Eine zusätzliche Anströmung des Substrats mit dem Elektrolyten während der Abscheidung vermindert die Bildung von Gasbläschen in den kleinen Kontaktierungsöffnungen und sorgt für einen besseren Austausch des Elektrolyten.

Die folgenden Prozessparameter werden für die galvanische Kontaktierung verwendet: Die Temperatur des Elektrolyten wird auf 24 °C eingestellt und die Stromdichte auf 5 A dm⁻². Dies resultiert in einer Abscheiderate des Kupfers von ca. 1 $\mu\text{m min}^{-1}$.

Zur Charakterisierung dieses Kontaktierungsverfahrens werden mehrere Proben mit einer unterschiedlichen Anzahl an Kontaktierungsstellen und unterschiedlicher Dicke der Elektrodenschicht hergestellt und kontaktiert. Das Ergebnis der Auswertung von sieben Proben ist in Abbildung 5.6 dargestellt. Eine Auswertung bezüglich der Kontaktierungsstellen und der Dicke der Elektrodenschicht zeigt, dass, wie zu erwarten, der mittlere Kontaktwiderstand mit steigender Anzahl an Kontaktierungsstellen und mit zunehmender Dicke der Elektrodenschicht abnimmt. In beiden Fällen nimmt die Kontaktfläche zwischen Graphitelektrode und Kupferelement zu und führt somit zu einem kleineren Übergangswiderstand.

Der Anteil kontaktierter Elektroden ist bei diesem Verfahren vergleichbar zur Drahtkontaktierung freistehender Aktorelemente [Lot09]. Die Schwankung der Serienwiderstände ist jedoch deutlich größer. Eine mögliche Ursache dafür liegt in der Anströmung des Aktors durch das Elektrolyt während der galvanischen Abscheidung. Dadurch kann das Graphit der Elektrodenschichten am Rand der gestanzten Öffnungen ausgewaschen werden und so zu einem hohen und stark schwankenden

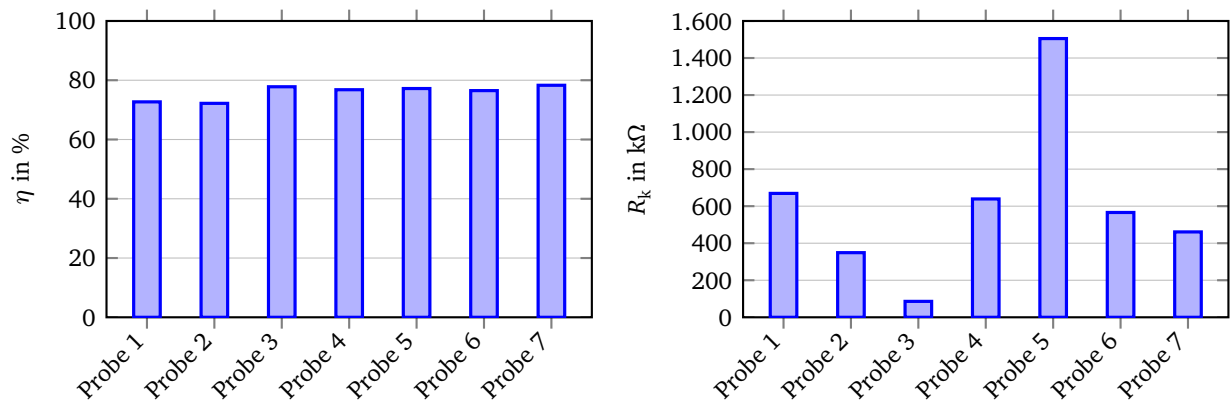


Abbildung 5.6.: Anteil kontaktierter Schichten und Kontaktwiderstand zwischen Elektrodenschicht und Zuleitung bei Verwendung der galvanischen Kontaktierung.

Widerstand führen. Durch die lange Dauer des Prozesses von mehreren Stunden wird dieser Effekt noch verstärkt.

Ein weiterer Nachteil besteht in dem mechanischen Unterschied der beiden Kontaktmaterialien: Auf der einen Seite das weiche Elastomer mit der eingeschlossenen Schicht aus Graphitpulver und auf der anderen Seite das harte galvanisch abgeschiedene Kupfer. Da bei diesem Verfahren keine mechanische feste Verbindung entsteht, ist die Kontaktierung anfällig gegen mechanische Belastungen.

5.2.4 Graphitschicht-Kontaktierung

Als zweites Verfahren wird die elektrische Kontaktierung der Aktoren über eine Graphitschicht am Rand der Öffnung untersucht. Dazu wird das gestanzte Loch im Zuleitungsbereich zunächst mit einer Graphit-Isopropanol-Suspension gefüllt. Nach dem Trocknen und Verdunsten des Isopropanols bleibt eine leitfähige Graphitschicht am Rand und Boden des Lochs zurück, die die einzelnen Elektrodenschichten mit der Federstruktur (in der Top-Down-Prozesskette) oder den Zuleitungen auf dem Ventil Sitz (bei der Bottom-Up-Prozesskette) verbindet. Im letzten Schritt wird die erzeugte Graphitschicht durch Auffüllen der Öffnung mit Silikon fixiert. Der Ablauf dieses Prozesses ist schematisch in Abbildung 5.7 dargestellt.

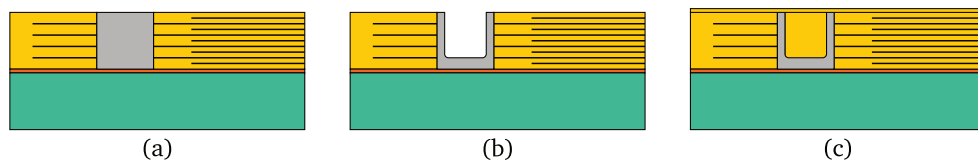


Abbildung 5.7.: Ablauf der Kontaktierung mittels Graphit-Suspension mit den drei Schritten: Füllen der Öffnung mit Graphit-Isopropanol-Suspension (a), Trocknen und Erzeugen der Graphitschicht (b) und Fixierung der Graphitschicht durch Auffüllen der Öffnung mit Silikon (c).

Für die verwendete Suspension wird eine Mischung von 10 g Graphitpulver „MF SLA“ der Firma NGS Naturgraphit auf 200 ml Isopropanol verwendet. Das Auffüllen der Löcher erfolgt über eine kleine Dosiernadel mit einem Innendurchmesser von 0,15 mm. Die Trocknung bzw. Verdunstung des Isopropanols erfolgt bei Raumtemperatur in einem Zeitraum von ca. 5 min. Zum Auffüllen mit Silikon wird dasselbe Material P7670 von Wacker Silicones verwendet, wie zur Herstellung

der Dielektrikumsschichten des DEA. Das Auffüllen erfolgt dabei ebenfalls über eine Dosiernadel, mit der die Löcher von unten an mit Silikon gefüllt werden, um Einschlüsse von Luftblasen zu verhindern und eine vollständige Füllung der Löcher mit Silikon zu erreichen.

Zur Charakterisierung dieses Verfahrens werden mehrere Kreuzaktoren kontaktiert und die beschriebenen Kennwerte ermittelt. In Abbildung 5.8 sind die Ergebnisse von fünf 20-schichtigen Aktoren dargestellt. Der Anteil kontaktierter Schichten liegt mit 92 % deutlich über den 70 % bis 80 % der galvanischen Kontaktierung. Auch der Serienwiderstand ist mit einem Mittelwert von 95 k Ω deutlich niedriger und weist eine geringere Streuung auf. Durch das Auffüllen der Öffnungen mit der Suspension können sich die Graphitpartikel gleichmäßig verteilen und es kommt zu keinem Auswaschen der Elektrodenschichten am Rand der Löcher. Der Übergang vom weichen Elastomer mit den Graphitelektroden wird bei diesem Verfahren auf die Oberfläche des Aktors verlegt und auf eine größere Fläche verteilt, wodurch die Anfälligkeit gegenüber mechanischen Belastungen verkleinert wird.

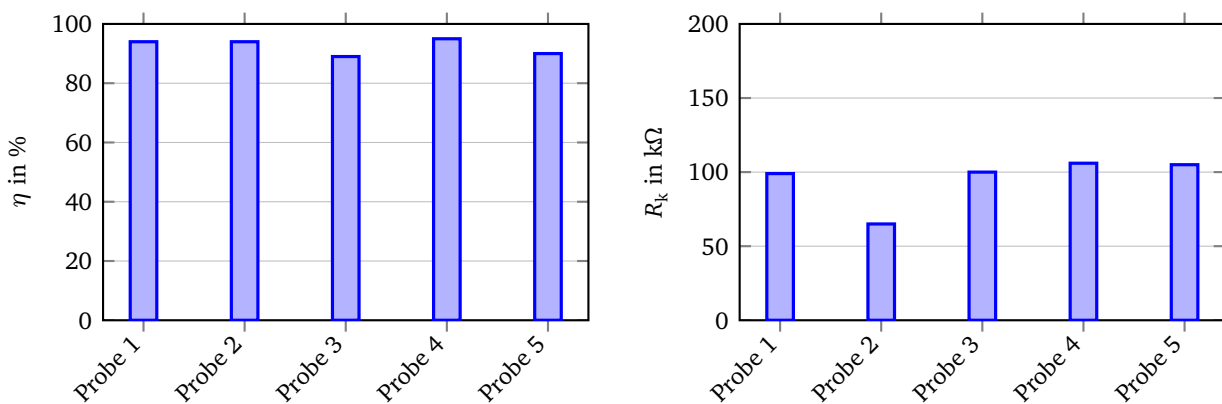


Abbildung 5.8.: Anteil kontaktierter Schichten und Kontaktwiderstand zwischen Elektrodenschicht und Zuleitung bei Verwendung der Kontaktierung mit einer Graphitschicht.

Im Vergleich der beiden Kontaktierungsverfahren liegen die Vorteile in Bezug auf die elektrischen Eigenschaften auf der Seite der Graphitschicht-Kontaktierung. Dafür ist bei dieser Variante eine zusätzliche mechanische Verankerung der Federstrukturen im DEA nötig. Diese kann zum Beispiel durch ein seitliches Umschließen der Federstruktur mit Silikon, wie bei der Top-Down Prozesskette beschrieben, oder durch eine zusätzliche galvanische Verankerung außerhalb des Zuleitungsbereichs erfolgen.

Ein weiterer Aspekt ist der Zeitbedarf für die Kontaktierung. Für die galvanische Kontaktierung liegt die Dauer für einen Aktor mit einer Dicke von 2 mm bei ca. 33 Stunden. Bei der Kontaktierung mit Hilfe der Graphit-Isopropanol-Suspension liegt der Zeitbedarf im Bereich einiger Minuten und ist damit deutlich kürzer. Aus diesen Gründen wird für den Aufbau des Mikroventils diese Variante verwendet.

5.3 Verbindung von Ventilsitz und Aktor

Ein weiterer Prozessschritt stellt die mechanische selektive Verbindung von Ventilsitz und Aktor dar. Diese erfolgt in beiden Prozessketten auf unterschiedliche Art. Im folgenden Abschnitt wird nur der Bondprozess der Top-Down-Prozesskette näher behandelt. Für die selektive Haftung der aufgeschleuderten Silikonschichten auf dem Substrat wird an dieser Stelle auf die Ergebnisse des BMBF-Projekts „INSIGHT“ [Sch11] verwiesen.

Der Verbindungsprozess findet in zwei Schritten statt: Einer selektiven Passivierung der DEA-Oberfläche und dem eigentlichen Bonden des DEA auf den Ventilsitz. Das Bonden erfolgt dabei durch eine Aktivierung des verwendeten Silikons bzw. Polydimethylsiloxan (PDMS) durch ein Sauerstoffplasma und anschließendem planaren Auflegen des DEA auf den Ventilsitz. Das Verfahren ist in der Literatur bekannt zum Herstellen von mikrofluidischen Kanälen, bei dem eine strukturierte PDMS Schicht auf ein planares Substrat gebondet wird. Als Substrat kommen dabei PDMS, Glas, Silizium und weitere Materialien in Frage [Duf+98].

Bei der Behandlung von PDMS mit dem Sauerstoffplasma bilden sich reaktive Hydroxid-Gruppen (OH-) auf der Oberfläche. Beim Zusammenbringen beider so behandelten Oberflächen bilden sich kovalente Bindungen, die zu einer irreversiblen Verbindung führen [Duf+98]. Eine solche Verbindung von PDMS auf Glas hält typischerweise einem Druck von 2 bar bis 3,5 bar stand [Bha+05].

Die selektive Passivierung erfolgt zuvor über eine Behandlung mit CF_4 -Plasma an den Stellen, die nicht gebondet werden sollen. Dazu wird während der Plasmabehandlung eine strukturierte Silikonscheibe auf den DEA aufgelegt, so dass das CF_4 Plasma nur die zu passivierende Oberfläche erreicht. Eine alternative Möglichkeit stellt die selektive Aktivierung der Oberfläche des DEA dar. Dabei ist ein Problem das ungewollte Bonden zwischen der verwendeten Maske und dem DEA an den Rändern. Zusätzlich steht dem geringen Zeitfenster für das Bonden nach der Aktivierung ein zusätzlicher Arbeitsschritt für das Entfernen der Maskierung gegenüber.

Abbildung 5.9 zeigt eine solche selektive Verbindung des verwendeten Silikons mit Glas. Der obere Bereich ist durch eine Behandlung im CF_4 -Plasma passiviert, während der untere Bereich abgedeckt bleibt. Nach der O_2 -Plasmabehandlung und dem Auflegen der Silikonprobe auf das Glassubstrat lässt sich der obere Bereich leicht ablösen. Auf dem Bild ist eine scharfe Abgrenzung zwischen haftendem Bereich und nicht haftendem Bereich zu erkennen.

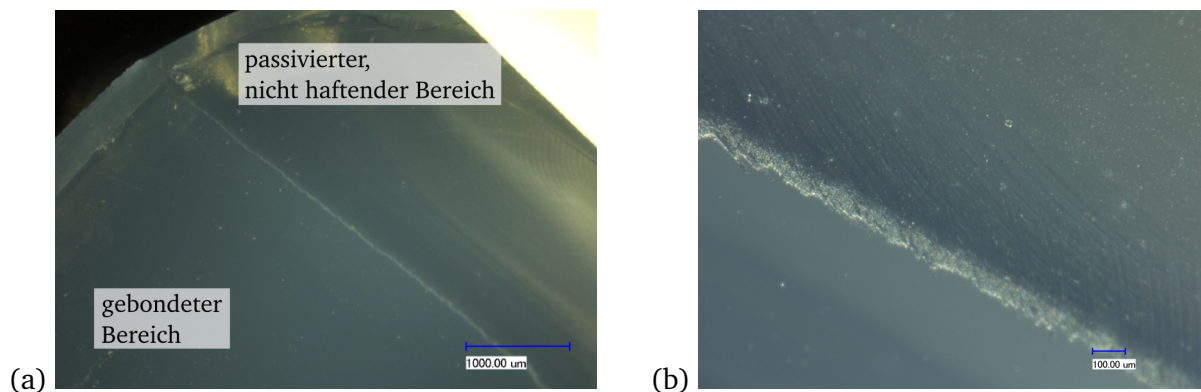


Abbildung 5.9.: Selektive Bondverbindung eines Silikonprobekörpers mit einem Glas Objektträger nach selektiver Passivierung mit CF_4 -Plasma und Aktivierung mit O_2 -Plasma im Barrel-Reaktor Technics 300-E (a) und eine Ausschnittsvergrößerung der Kante zwischen gebondetem und nicht gebondetem Bereich (b).

Zur Durchführung der Plasmabehandlung wurden zwei unterschiedliche Anlagen verwendet: Zum einen der Barrel-Reaktor „Technics 300-E“ und zum anderen ein Reaktivradikalverascher „R3T muegge STP 2020“. Mit beiden Systemen konnte der selektive Bondprozess bestehend aus der Passivierung mit CF_4 -Plasma und der Aktivierung mit einem O_2 -Plasma erfolgreich durchgeführt werden. Die verwendeten Prozessparameter für die beiden Plasmaschritte in den zwei verwendeten Anlagen sind in Tabelle 5.3 aufgelistet.

Im Falle des Mikroventils wurde das Bonden erfolgreich zwischen DEA und dem keramischen Ventilsitz und zwischen DEA und einem mit einer Siliziumoxid-Schicht besputterten Ventilsitz aus Aluminium eingesetzt.

Tabelle 5.3.: Prozessparameter des verwendeten Passivierungs- und Bondprozesses für die Durchführung im Barrel-Reaktor und der R3T Plasma Veraschungsanlage.

	Passivierung		Aktivierung	
	Barrel	R3T	Barrel	R3T
Medium	CF_4		O_2	
Druck in Pa	80	65	80	65
Gasfluss in sccm	-	300	-	1000
Leistung in W	150	1000	150	1000
Dauer in s	30	60	30	180

5.4 Freistellen des Ventils

In einem der letzten Schritte muss in der „Top-Down“-Prozesskette das Opfersubstrat, bzw. in der „Bottom-Up“-Prozesskette der Fotolack aus dem Ventilsitz entfernt werden, um das Ventil freizustellen. Für diese Prozesse können unterschiedliche Lösungsmittel verwendet werden.

In Abbildung 5.10 ist beispielhaft der Einfluss des Lösungsmittels Aceton auf das verwendete Silikon dargestellt. Wie zu erkennen ist, schrumpft der Probekörper durch die Einwirkung des Lösungsmittels. Eine mögliche Erklärung liegt im Auslösen von Silikonölen, die in der Probe vorhanden sind, aber nicht chemisch gebunden sind. Durch die selektive Verbindung des Aktors mit dem Ventilsitz führt ein gleichmäßiges Schrumpfen des Aktors zu einem Verwölben und kann dadurch zu einem ungewollten Öffnen des Ventils auch im unaktuierten Zustand führen. Daher wird im Folgenden der Einfluss unterschiedlicher Lösungsmittel auf die mechanischen Eigenschaften des Elastomers untersucht, um ein geeignetes Lösungsmittel zum Entfernen der Opferschicht zu ermitteln.

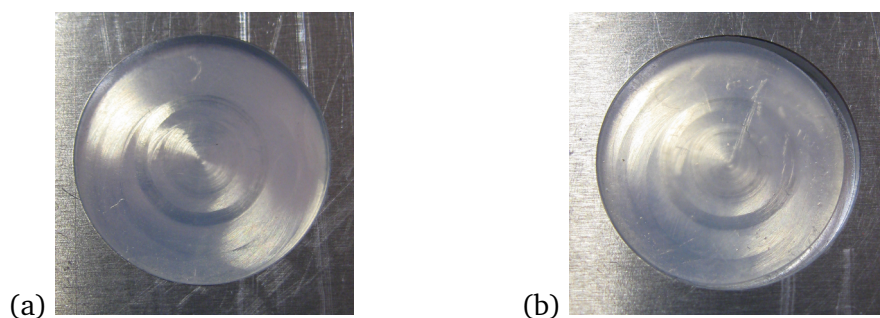


Abbildung 5.10.: Silikonprobe mit einem Durchmesser von 20 mm und einer Dicke von 2 mm in der Gießform vor (a) und nach (b) einer zweistündigen Behandlung mit Aceton.

Zur Beurteilung des Einflusses der Lösungsmittel werden gegossene Silikonproben mit einem Durchmesser von 20 mm und einer Dicke von 2 mm hergestellt. Diese Proben werden jeweils für zwei Stunden mit einem der Lösungsmittel auf einem Wippschüttler behandelt und entspricht somit der späteren Anwendung beim Entfernen des Opfersubstrats. Dabei werden jeweils vor und nach der Behandlung das Gewicht, die Dicke und die Steifigkeit in Form eines E-Moduls bestimmt. Das Gewicht wird mit der Präzisionswaage Kern EW 320 der Firma Kern und Sohn gemessen, die Dicke wird in der Mitte der Probe mit einer Messuhr der Firma Atorn bestimmt und der E-Modul

über den in Abschnitt 3.2.1 vorgestellten Messplatz. Für die Messung wird ein Stempel mit einem Durchmesser von 10 mm verwendet. Durch die feste Einspannung und den „passiven Rand“ um den Messbereich herum, wird nicht das reine Materialverhalten bestimmt. Für einen Vergleich ist diese Größe jedoch geeignet, da bei allen Proben der identische Messaufbau verwendet wird.

In Tabelle 5.4 ist der Einfluss von den verschiedenen Lösungsmitteln auf diese mechanischen Eigenschaften des verwendeten Silikons dargestellt. Wie zu erkennen ist, weisen Aceton und Isopropanol den größten Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften auf. Der E-Modul erhöht sich um 20 %, die Dicke verringert sich um 5 % und das Gewicht um 4,6 % bzw. 14,2 %. Im Gegensatz dazu verändert Dimethylsulfoxid (DMSO) den E-Modul lediglich um 2 % und die Dicke und Gewicht jeweils um 0,5 %.

Tabelle 5.4.: Einfluss von unterschiedlichen Lösungsmitteln auf die mechanischen und geometrischen Eigenschaften des Elastomers Elastosil P7670 nach zwei Stunden Einwirkzeit.

Medium	Dicke in mm			Gewicht in mg			E-Modul in kPa		
	vor	nach	$\Delta\%$	vor	nach	$\Delta\%$	vor	nach	$\Delta\%$
Aceton	1,91	1,8	-5,8	659	629	-4,6	520	630	21,2
Isopropanol	1,92	1,84	-4,2	649	557	-14,2	520	620	19,2
DMSO	1,93	1,92	-0,5	651	647	-0,6	510	520	2,0
AZ 100	1,92	2,05	6,8	658	692	5,2	510	540	5,9
Dev-600	1,93	1,86	-3,6	650	571	-12,2	510	590	15,7
Rem-660	1,92	1,95	1,6	654	665	1,7	520	530	1,9
Shell L12106	1,91	1,94	1,5	646	681	5,4	515	468	-10,0

Für die Umsetzung des Herstellungsprozesses wird daher DMSO als Lösungsmittel für den letzten Prozessschritt, dem Entfernen des Opfersubstrats, ausgewählt und verwendet.

5.5 Herstellung des Mikroventils

Nach der Auswahl der Prozesskette und der Festlegung der Einzelprozesse erfolgt die Herstellung des Mikroventils in einer 2x2 Arrayanordnung. Abbildung 5.11 zeigt das Ventil nach unterschiedlichen Schritten des Herstellungsprozesses.

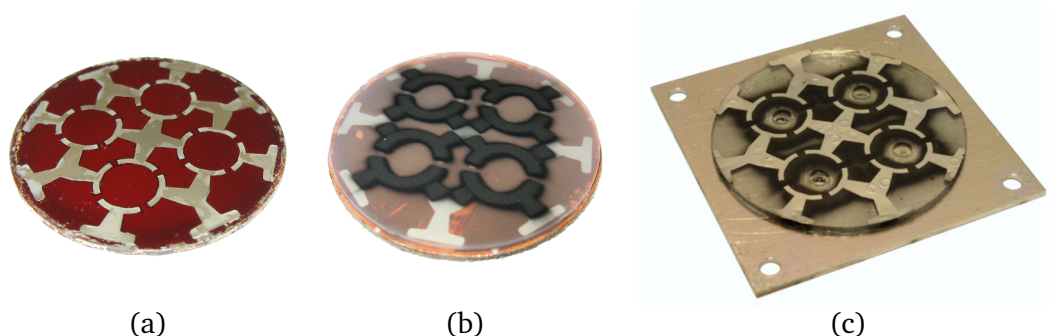


Abbildung 5.11.: Zwischenstände bei der Herstellung des Mikroventils nach der „Top-Down“ Prozesskette: Das Opfersubstrat mit den Federstrukturen (a), der DEA auf den Federstrukturen (b) und das fertige Ventil (c).

Im linken Foto ist das Opfersubstrat mit den galvanisch abgeschiedenen Federstrukturen aus Nickel dargestellt. Die Galvanoform ist dabei für die folgenden Schritte entfernt, um eine bessere

mechanische Kopplung der Federn an das Silikon des DEA zu erreichen. Das mittlere Foto zeigt den kontaktierten DEA auf dem Opfersubstrat. Die Kontaktierungsstellen sind bereits mit Silikon verschlossen. Vor dem Bondprozess wird noch eine zusätzliche Silikonschicht aufgeschleudert, um eine elektrische Isolation zum Ventilsitz zu erreichen. Das fertige Ventil mit gebondetem Ventilsitz und abgelöstem Opfersubstrat ist im rechten Foto dargestellt.

Als Ventilsitz wird in dem gezeigten Fall ein Aufbau aus Aluminium mit einer aufgesputterten SiO_2 -Schicht verwendet. Abbildung 5.12 zeigt die beiden entstandenen Ventilsitze: Den keramischen Ventilsitz, der im Rahmen des Projekts „INFUNK“ am Fachgebiet Disperse Feststoffe der Technischen Universität Darmstadt entstanden ist und den alternativen Ventilsitz aus Aluminium.

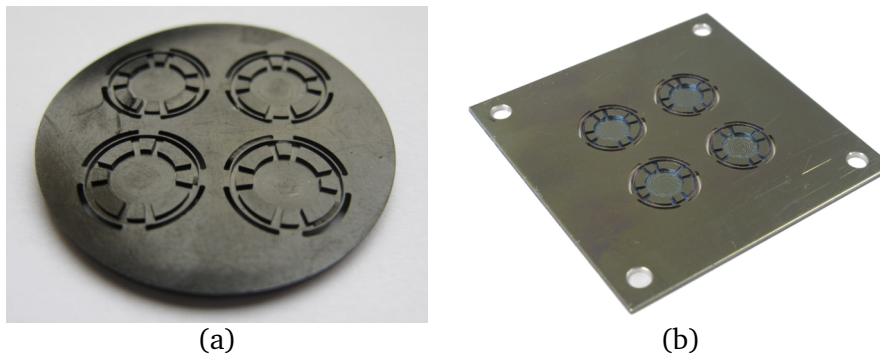


Abbildung 5.12.: Ventilsitz aus Keramik (a) und Aluminium (b) für eine 2x2-Arrayanordnung des Mikroventils.

6 Messtechnik und Charakterisierung

Nach der erfolgreichen Herstellung des Mikroventils erfolgt im nächsten Schritt eine Charakterisierung der fluidischen Eigenschaften des Ventils. Dazu wird das 2x2-Ventilarray gehäust und die elektrischen Anschlüsse herausgeführt. Die Messung erfolgt mit zwei unterschiedlichen Messplätzen, die zum einen den statischen Durchfluss bei einem definierten Eingangsdruck in Abhängigkeit der Ansteuerspannung des DEA und zum anderen die Druck-Durchfluss-Kennlinie des Ventils bei unterschiedlichen Spannungen aufnehmen können.

Das Verhalten des Ventils wird mit einem einfachen Modell beschrieben. Mit der in Abschnitt 4.3.1 vorgestellten Berechnung der Auslenkung des Ventilaktors kann zusammen mit der Definition des Strömungswiderstands nach Gleichung 4.2 der Durchfluss des Ventils für unterschiedliche Eingangsdrücke und Ansteuerspannungen berechnet werden.

Zusätzlich zu dem aufgebauten Mikroventil werden für die Herstellung des dielektrischen Elastomeraktors auch modifizierte Silikone mit verbesserten elektrischen Eigenschaften untersucht. Diese Materialien werden im Rahmen des Projekts „INFUNK“ vom Fraunhofer-Institut für Silicatiforschung (ISC) entwickelt [Bös11]. Die elektrischen Eigenschaften wie Durchbruchfeldstärke und Permittivität werden für diese Materialien an aufgeschleuderten Schichten mit einer Schichtdicke von $50\text{ }\mu\text{m}$, die der Anwendung in einem gestapelten dielektrischen Elastomeraktor entsprechen, untersucht.

Im folgenden Kapitel wird zunächst die verwendete Messtechnik zur Charakterisierung der modifizierten Silikone mit den entsprechenden Ergebnissen vorgestellt. Danach erfolgt die Beschreibung der Messplätze und Durchführung der Messungen zur fluidischen Charakterisierung der hergestellten Ventile. Zum Schluss werden die gemessenen Kennlinien mit dem theoretischen Modell verglichen.

6.1 Modifizierte Elastomere

Für die Herstellung des Mikroventils wird das kommerziell erhältliche Silikon Elastosil P7670 verwendet. Durch ein optimiertes Silikon ist eine Steigerung der Aktorperformance und dadurch ein größerer Durchfluss bei ansonsten identischem Aufbau des Ventils möglich. Entsprechend des grundlegenden Zusammenhangs zwischen den Materialparametern, der Ansteuerspannung und der resultierenden Auslenkung nach Gleichung 2.3 kann die Aktorperformance auf drei Arten gesteigert werden: Durch eine Erhöhung der relativen Permittivität (ϵ_r), eine Vergrößerung der Durchbruchfeldstärke (E_{max}) oder eine Verringerung des E-Moduls (Y).

Im Rahmen des BMBF-Projekts „INFUNK“ hat das Fraunhofer ISC den Einfluss von organischen und anorganischen Füllstoffen auf die Permittivität, die Durchbruchfeldstärke und die mechanische Steifigkeit eines Grundelastomers untersucht. Als Füllstoffe kommen dabei unter anderem Kupferphthalocyanin und Bariumtitanat zum Einsatz. Als Basismaterial für die Modifikation wird beim Fraunhofer ISC zum einen das Material Elastosil RT625 und zum anderen eine eigene Silikonentwicklung verwendet. Da das verwendete Basismaterial Elastosil RT625 härter als das Referenzmaterial Elastosil P7670 ist, wird es durch Zugabe von Silikonöl (TR50) als Weichmacher auf einen vergleichbaren E-Modul eingestellt. Für die weiteren Untersuchungen werden die folgenden modifizierten Materialien verwendet:

- RT625 mit 30 % TR50 und 6 wt% Kupferphthalocyanin

- RT625 mit 50 % TR50 und 20 vol% Bariumtitanat

Mit diesen Materialien werden durch einen Schleuderprozess, der auch zur Herstellung der dielektrischen Elastomerstapelaktoren verwendet wird, dünne Filme mit einer Schichtdicke zwischen $30\mu\text{m}$ und $100\mu\text{m}$ hergestellt und die elektrischen Eigenschaften an diesen Filmen untersucht.

6.1.1 Herstellung dünner Filme

Bei der Handhabung von solch dünnen Silikonfilmen können diese leicht zerstört werden, daher erfolgt die Herstellung der Filme, analog zur Herstellung des Ventilaktors, direkt auf einem Träger-substrat. Als Substrat wird dabei das Epoxidharz FR4 mit einer ganzflächigen Kupferbeschichtung verwendet. Diese leitfähige Schicht dient als Elektrode für die späteren Messungen der elektrischen Eigenschaften.

Um gezielt bestimmte Schichtdicken des Silikonfilms herstellen zu können, wird zunächst die Schleuderkennlinie betrachtet. Nach [Mat10] und [Sta06] gilt für das Material Elastosil P7670 der folgende Zusammenhang zwischen der Schleuderdauer t in Sekunden, der Drehzahl n in Umdrehungen pro Minute und der resultierenden Schichtdicke d in μm :

$$d_{\text{P7670}} = \left(\frac{354440,47}{t^{0,38} \cdot n^{1,055}} - 1,825 \right) \quad (6.1)$$

Anhand der Grundgleichungen zum Kräftegleichgewicht beim Schleudervorgang nach [EBP58], die als Basis für die Herleitung der resultierenden Schichtdicke verwendet wurde, ist prinzipiell der Einfluss der Dichte und Viskosität bekannt. Damit kann die Gleichung über einen multiplikativen Korrekturfaktor für weitere Materialien angepasst werden: [Mat10]

$$k_m = \sqrt{\frac{\rho_{\text{ref}}}{\rho_{\text{neu}}} \cdot \frac{\eta_{\text{neu}}}{\eta_{\text{ref}}}} \quad (6.2)$$

Mit den Kennwerten für die Dichte und Viskosität der modifizierten Elastomere aus Tabelle 6.1 kann so eine Berechnung der Schichtdicke in Abhängigkeit der Schleuderdrehzahl durchgeführt werden.

Tabelle 6.1.: Viskosität und Dichte der modifizierten Materialien und Korrekturfaktor im Vergleich zum Elastosil P7670.

Material	Viskosität	Dichte	k_m
P7670 ¹	1800 mPa s	1,01 g cm ⁻³	1
RT625 + BaTiO ₃ ²	5000 mPa s	2,02 g cm ⁻³	1,18
RT625 + Cu-Phth ²	2200 mPa s	1,06 g cm ⁻³	1,08

¹ [Wac]

² [Bös10]

Abbildung 6.1 zeigt die Abhängigkeit der Schichtdicke von der Drehzahl beim Schleudern für eine konstante Schleuderdauer von 15 s für die beiden modifizierten Materialien im Vergleich zum P7670. Zur Messung der Schichtdicke wird jeweils ein Teil der Silikonschicht vom Substrat abgelöst und mit einer Messuhr die Schichtdicke an dieser Schnittkante bestimmt.

Wie an dem Diagramm zu erkennen ist, stimmt für das mit Bariumtitanat modifizierte Material das vorhergesagte Verhalten gut mit den durchgeführten Experimenten überein. Bei dem Material mit dem Füllstoff Kupferphthalocyanin liegen die Schichtdicken bei identischer Drehzahl allerdings

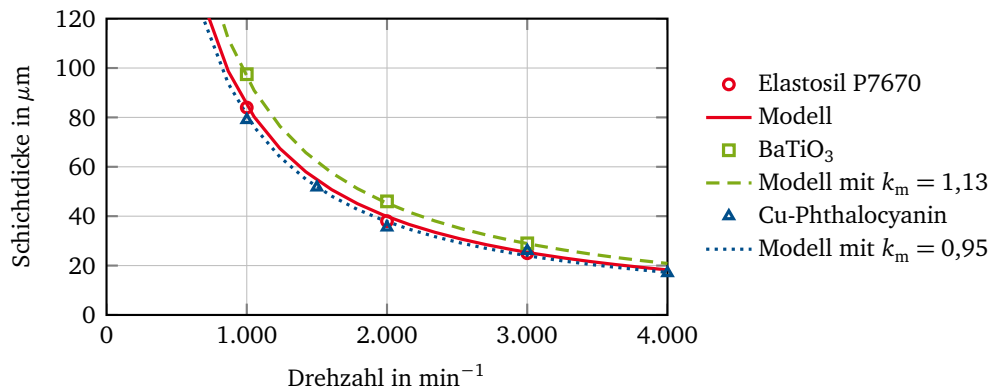


Abbildung 6.1.: Schleuderkennlinie für die modifizierten Materialien im Vergleich zum Elastosil P7670.

unter denen des P7670. Dies widerspricht der Theorie, die auch hier dickere Schichten vorhersagt. Wird anstelle des errechneten Korrekturfaktors von 1,08 der Faktor 0,95 verwendet, stimmt die Berechnung gut mit den Messungen überein. Eine mögliche Ursache für diese Abweichung liegt im „Entmischen“ des modifizierten Silikons beim Schleuderprozess und den damit veränderten viskosen Eigenschaften. Bei den gefertigten Filmen mit Kupferphthalocyanin sind Farbschleier sichtbar, die auf eine unterschiedliche Verteilung des Füllstoffs und damit auf eine Entmischung während des Schleuderns deuten.

6.1.2 Messaufbau zur Bestimmung der Durchbruchfeldstärke und Permittivität

Die standardmäßig verwendeten Messverfahren zur Bestimmung der Durchbruchfeldstärke oder Permittivität sind nicht für die Verwendung mit dünnen Folien ausgelegt. Daher wird für die Messung dieser Parameter ein speziell an dünne Schichtdicken angepasster Messaufbau verwendet. Dabei ist zum einen die Handhabung der Proben und zum anderen die verwendeten Elektroden zu beachten.

Die hergestellten Silikonfilme befinden sich auf einem mit Kupfer beschichteten FR4 Substrat. Diese Kupferschicht dient als erste Elektrode für die Messung der Durchbruchfeldstärke und die Bestimmung der Permittivität. Als zweite Elektrode wird im Fall der Durchbruchfeldstärke ein runder Messingstempel mit abgerundeten Kanten und einem Durchmesser von 10 mm von oben auf die Probe aufgesetzt. Für die Bestimmung der Permittivität muss die zweite Elektrode direkt auf das Silikon aufgebracht werden, um Luft einschließen zwischen Elektrode und Material zu vermeiden. In Abbildung 6.2 sind die Anordnungen zur Bestimmung der Durchbruchfeldstärke und der Permittivität an dünnen Elastomerfilmen dargestellt.

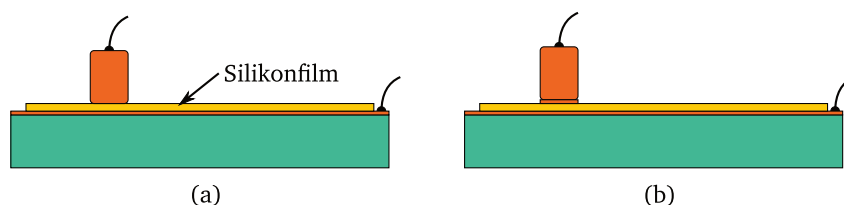


Abbildung 6.2.: Messplatz zur Bestimmung der Durchbruchfeldstärke (a) und der Permittivität (b) an dünnen aufgeschleuderten Silikonfilmen.

Die Messung der Durchbruchfeldstärke erfolgt in Anlehnung an die DIN EN 60243. Dabei wird der abgerundete Stempel von oben auf die Probe aufgesetzt. Die Spannung zwischen Stempel und

Substrat wird stufenförmig alle 20 Sekunden um 100 Volt erhöht. Aus der letzten Spannung, die für volle 20 Sekunden an der Probe angelegen hat, und der Dicke der Probe wird die Durchbruchfeldstärke berechnet.

Die Messung der Permittivität erfolgt über eine Kapazitätsmessung mit dem HP 4284A RLC-Meter bei einer Messfrequenz von 1 kHz. Dabei muss die zweite Elektrode direkt auf dem Silikonfilm aufgebracht sein. Dies kann über eine leitfähige Graphitschicht, wie sie für die Elektroden-schichten des Aktors verwendet wird, oder über eine gesputterte Kupferschicht erfolgen. In beiden Fällen muss die Fläche der Elektrode genau definiert sein, um daraus mit der Schichtdicke und der gemessenen Kapazität die Permittivität berechnen zu können:

$$\epsilon_r = \frac{C}{\epsilon_0} \cdot \frac{d}{A} \quad (6.3)$$

Wird nur der aufgesetzte Stempel als Elektrode verwendet, ist die ermittelte Permittivität abhängig von der Schichtdicke der Probe. Dies liegt an dem durch die mechanischen Randbedingungen veränderten effektiven E-Modul der Probe. Eine dickere Probe weist ein weiches Verhalten auf und Unebenheiten des Stempels und des Silikonfilms können ausgeglichen werden. Bei dünneren Schichten und damit härteren Proben bilden sich leichter Lufteinschlüsse zwischen Silikon und Stempel, so dass sich eine Reihenschaltung von zwei Kondensatoren ergibt und so die Gesamtkapazität abnimmt. Tabelle 6.2 zeigt die ermittelten Werte für das mit Kupferphthalocyanin modifizierte Material bei unterschiedlichen Schichtdicken bei Verwendung eines Stempels und bei Verwendung einer direkt aufgetragenen Elektrode.

Tabelle 6.2.: Einfluss der Silikonfilmdicke auf die Messung der Permittivität ohne Verwendung einer direkt aufgetragenen Elektrode.

Schichtdicke	Ohne Elektrode	Mit Elektrode
79 μm	2,59	2,92
52 μm	2,36	3,17
36 μm	1,92	2,93

6.1.3 Messungen an Elastomerfilmen und Aktoren

Mit den modifizierten Materialien werden mehrere Silikonfilme für die Messung der Permittivität und Durchbruchfeldstärke hergestellt. Zur Messung der Permittivität werden auf der Oberseite je vier kreisförmige Elektroden aus Kupfer mit einer Dicke von ca. 100 nm aufgesputtert. Abbildung 6.3 zeigt eine verwendete Probe des mit Bariumtitanat modifizierten Materials. Am Rand ist ein Teil des Silikonfilms entfernt. In diesem Bereich erfolgt die Kontaktierung der unteren Elektrode für die Messung.

Die Ergebnisse dieser Messungen für die drei verwendeten Materialien sind in Tabelle 6.3 dargestellt. Für das Elastomer mit Kupferphthalocyanin ist keine Verbesserung der Permittivität gegenüber dem Referenzmaterial messbar und die Durchbruchfeldstärke nimmt deutlich ab. Eine deutliche Steigerung ist dagegen bei dem Elastomer mit Bariumtitanat sichtbar. Die Permittivität steigt um den Faktor 2,8 auf 8,4. Allerdings nimmt auch die Durchbruchfeldstärke von $43 \text{ V}\mu\text{m}^{-1}$ auf $34 \text{ V}\mu\text{m}^{-1}$ ab.

Mit den Werten für die Permittivität und der maximal erlaubten Feldstärke kann unter der Annahme eines identischen E-Moduls ein Kennwert für die erwartete Steigerung der Akteurperformance der neuen Materialien im Vergleich zu dem Referenzmaterial P7670 berechnet werden.

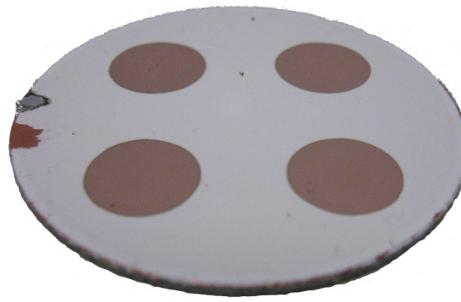


Abbildung 6.3.: Probe für die Messung der Permittivität mit vier gesputterten Kupferelektroden mit einem Durchmesser von 10 mm.

Die verwendete Formel ist eine Abwandlung dem von LOTZ et.al. vorgeschlagenem Kennwert, der zusätzlich die Veränderung des E-Moduls der Materialien berücksichtigt [Lot+08b].

$$\kappa = \frac{\epsilon_r}{\epsilon_{r,ref}} \cdot \frac{E_{max}}{E_{max,ref}} \quad (6.4)$$

Für das Elastomer mit Bariumtitanat ergibt sich daraus eine Steigerung der Aktorperformance um den Faktor 2,2 im Vergleich zum reinen Elastosil P7670. Das Material mit Kupferphthalocyanin ist durch die starke Abnahme der Durchbruchfeldstärke bei gleichbleibender Permittivität für den Aufbau von dielektrischen Elastomeraktoren uninteressant.

Tabelle 6.3.: Permittivität ϵ_r und Durchbruchfeldstärke E_{max} der beiden modifizierten Elastomer-materialien.

Material	ϵ_r	E_{max}	κ
P7670	$3,00 \pm 0,01$	$43,0 \pm 0,5$	
RT625 + BaTiO ₃	$8,4 \pm 0,4$	$34,0 \pm 0,5$	2,2
RT625 + Cu-Phth	$3,00 \pm 0,01$	$17,0 \pm 0,4$	0,4

Für die weiteren Untersuchungen wird daher nur das Elastomer mit dem Füllstoff Bariumtitanat weiter verwendet. Um die Auswirkung dieser Optimierung auf die gestapelte Aktoranordnung zu ermitteln, werden mit diesem Material kreuzförmige Stapelaktoren hergestellt.

Die Fertigung der Aktoren erfolgt wie bei dem Ventilaktor in einem vollautomatischen Prozess. Als Substrat wird eine strukturierte Platine verwendet, die jeweils Kupferpads unter den Zuleitungsbereichen des Aktors aufweist und diese über Leiterbahnen an den Rand der Platine herausführt. Die Elektroden-schichten haben eine rechteckige Form mit den Abmessungen 30 mm x 10 mm, so dass sich in der Mitte des Aktors der quadratische aktive Bereich befindet. Die Kontaktierung erfolgt dabei durch Stanzen von jeweils zwei Löchern pro Zuleitungsbereich und Auffüllen mit einer Graphit-Isopropanol-Suspension, so dass die Elektroden-schichten mit dem Pad auf der Platine verbunden werden.

Nach dem Anlegen einer Gleichspannung wird die Auslenkung in der Mitte des aktiven Bereichs mit einem Lasertriangulator des Typs LK G-32 von Keyence erfasst. Abbildung 6.4 zeigt das Ergebnis der Messungen von einem Aktor mit modifiziertem Elastomer im Vergleich zu einem identischen Aktor mit dem Referenzmaterial.

Es ist eine deutliche Steigerung der Stauchung bei dem Aktor mit modifiziertem Material im Vergleich zum Referenzaktor zu erkennen. Die Zunahme liegt mit einem Faktor von 2,5 bis 3 im Bereich der durch die Steigerung der Permittivität um den Faktor 2,8 zu erwarten ist.

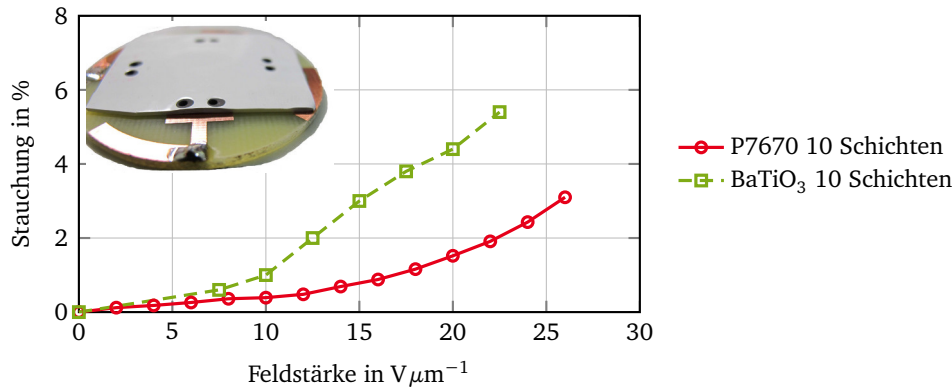


Abbildung 6.4.: Auslenkung eines 10-schichtigen Stapelaktors mit modifiziertem Material im Vergleich zu identischem Aktoraufbau mit dem Material Elastosil P7670.

6.2 Mikroventil

Neben der Charakterisierung der modifizierten Elastomeren ist die Messung und Charakterisierung des aufgebauten Mikroventils ein weiterer Schwerpunkt. Zur Beurteilung des Ventilverhaltens ist vor allem der Durchfluss bei unterschiedlichen Betriebs- und Randbedingungen wie der Ansteuerspannung oder dem Eingangsdruck von Interesse.

Auf Basis des mechanischen FEM-Modells des Ventils, wie in Abschnitt 4.3.1 verwendet, kann der erwartete Durchfluss in Bezug auf die genannten Größen berechnet und daraus eine Druckabfall-Durchfluss-Kennlinie des Ventils bestimmt werden.

Um diese Kennlinie mit dem tatsächlichen Verhalten des entwickelten und aufgebauten Ventils zu vergleichen, ist eine Messung des realen Verhaltens nötig. Daher werden speziell für das Mikroventil zwei Messplätze aufgebaut, die es erlauben den Durchfluss für die unterschiedlichen Ansteuerspannungen und Eingangsdrücke zu vermessen und mit dem berechneten Verhalten des Ventils zu vergleichen.

6.2.1 Kennlinie aus FEM Modell

Die Berechnung der Kennlinie erfolgt in zwei Stufen: Zuerst wird mit dem mechanischen FEM-Modell des Ventils (vgl. Abschnitt 4.3.1) und den entsprechenden Randbedingungen die Auslenkung des DEA im Ventilbereich ermittelt. Die Randbedingungen sind dabei durch den entsprechenden „Messpunkt“ mit der jeweils aktuellen Ansteuerspannung und dem Eingangsdruck gegeben. Da die Auslenkung nicht homogen über den kompletten Bereich ist, wird für die zweite Stufe eine mittlere Auslenkung angenähert. Dazu wird für jeden Knoten des FEM Modells im Ventilbereich die jeweilige Auslenkung d_i mit der Fläche A_i gewichtet. Aus der Summe dieser Werte und der Gesamtfläche A des Ventilbereichs ergibt sich der Mittelwert der Auslenkung d :

$$d = \frac{\sum A_i \cdot d_i}{A} \quad (6.5)$$

Daraus wird der Strömungswiderstand nach Gleichung 4.2 berechnet. Die Querschnittsfläche des Kanals setzt sich dabei aus der mittleren Auslenkung des Aktors d und dem aktiven Umfang b des Ventils zusammen.

$$Z = \frac{12\mu}{d^2} \cdot \frac{l}{bd} \quad (6.6)$$

Der aktive Umfang ist dabei der Umfang in der Mitte des Ventilbereichs, der auf den Winkelbereich beschränkt ist, in dem sich die durchgehende Auslassöffnung im Ventilsitz befindet:

$$b = \frac{70^\circ}{90^\circ} \cdot 2\pi r_m \quad (6.7)$$

Mit dem so berechneten Strömungswiderstand und dem Eingangsdruck ergibt sich daraus der jeweilige Durchfluss zu:

$$q = \frac{p_{\text{ein}}}{Z} = p_{\text{ein}} \cdot \frac{d^3}{12\mu} \cdot \frac{\frac{7}{9} \cdot 2\pi r_m}{l} \quad (6.8)$$

Dabei ist l die Länge des Überlappungsbereichs von 0,2 mm, d die jeweilige mittlere Auslenkung des Aktors, r_m der Radius in der Mitte des Ventilbereichs von 5,1 mm und μ die dynamische Viskosität des Mediums. Im Falle von Luft, die als Medium für die Messungen verwendet wird, ist μ 17,4 $\mu\text{Pa s}$.

Einfluss des Eingangsdrucks

Mit dieser Methode wird zunächst der Einfluss des Eingangsdrucks auf den Durchfluss betrachtet. Aus den Anforderungen an das Ventil wirkt in der Anwendung als Mikrobrenner ein Eingangsdruck von 50 mbar. Daher wird der Bereich von 0 mbar bis 100 mbar in Schritten von 10 mbar für die Simulation bei jeweils maximaler Ansteuerspannung des DEA verwendet. Die Form und Abmessungen des Ventilsitzes und dielektrischen Elastomeraktors sind dabei identisch zu dem in Kapitel 4 beschriebenen Aufbau. Die Simulation wird für zwei unterschiedliche Schichtanzahlen durchgeführt, die den Aktordicken von 1,5 mm und 2 mm entsprechen.

In Abbildung 6.5 ist die resultierende Auslenkung und der daraus berechnete Durchfluss für die beiden Aktoren dargestellt. Wie zu erkennen ist, nimmt die Auslenkung mit zunehmendem Eingangsdruck ab und geht für hohe Drücke auf Null zurück. Der Durchfluss steigt zunächst bis auf einen maximalen Wert von 40 l min⁻¹ für den 2 mm-Aktor und auf 8 l min⁻¹ für den 1,5 mm-Aktor an und fällt bei höheren Drücken durch den kubischen Einfluss der Auslenkung stark ab und geht bei höheren Drücken ebenfalls auf Null zurück.

Einfluss der Ansteuerspannung

Der Eingangsdruck liegt bei der Anwendung als Mikrobrenner fest bei ca. 50 mbar und der Durchfluss soll über die Veränderung der Ansteuerspannung des DEA eingestellt werden. Die maximale Spannung ist dabei durch die Schichtdicke der Elastomerschichten und deren Durchbruchfeldstärke vorgegeben. Für den verwendeten Aufbau mit einer Schichtdicke von 50 μm und der Durchbruchfeldstärke des Materials Elastosil P7670 von 30 V μm^{-1} ergibt sich die maximale Betriebsspannung von 1500 V.

Abbildung 6.6 zeigt das Ergebnis der FEM-Simulation in Bezug auf die resultierende Auslenkung und den Durchfluss des Ventils bei einem festen Eingangsdruck von 50 mbar und unterschiedlichen Ansteuerspannungen. Die Auslenkung ist dabei bis zu einer Spannung von ca. 600 V bzw. 900 V für die Aktordicken von 2 mm bzw. 1,5 mm vernachlässigbar. Danach steigt die mittlere Auslenkung näherungsweise quadratisch mit der Spannung an. Der Durchfluss ist im Fall des konstanten Eingangsdrucks proportional zur dritten Potenz der Auslenkung und steigt von 0 l min⁻¹ auf den maximalen Wert von 40 l min⁻¹ bzw. 5 l min⁻¹ an.

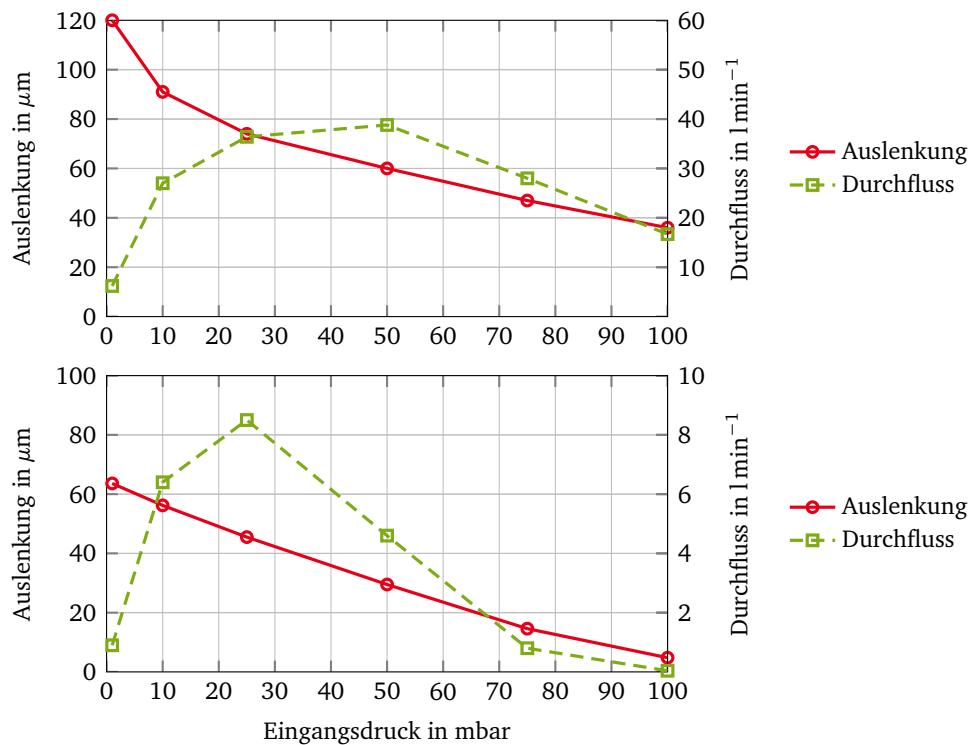


Abbildung 6.5.: Auslenkung des Ventilaktors mit einer Dicke von 2 mm (oben) und 1,5 mm (unten) aus der FEM-Simulation und berechneter Durchfluss in Abhängigkeit des Eingangsdrucks für eine Ansteuerspannung von 1500 V.

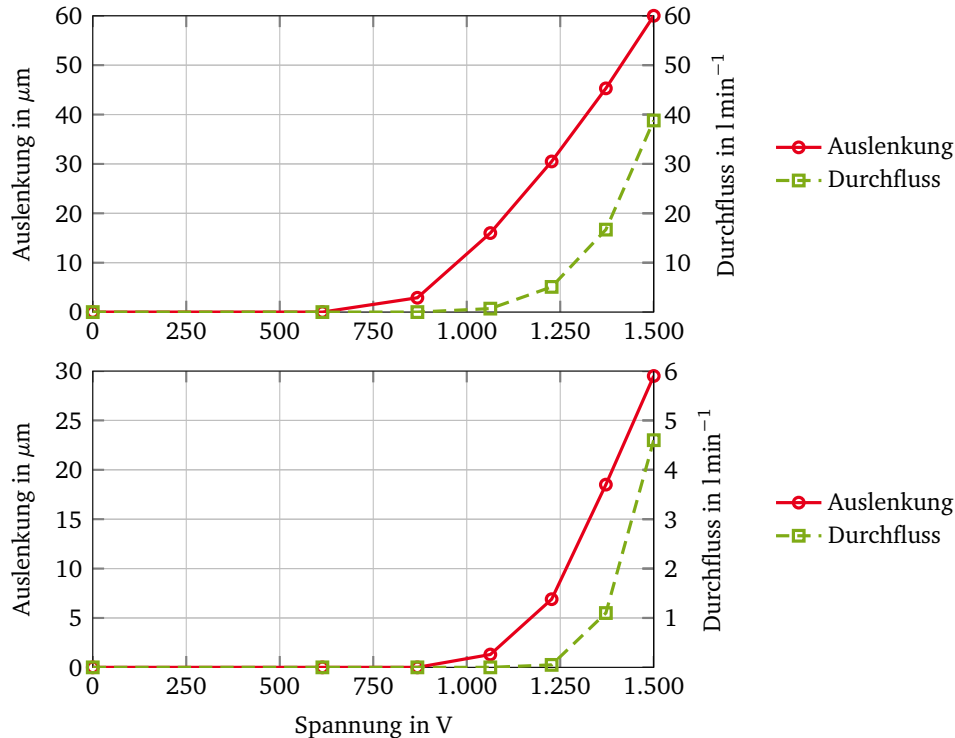


Abbildung 6.6.: Auslenkung des Ventilaktors mit einer Dicke von 2 mm (oben) und 1,5 mm (unten) aus der FEM-Simulation und berechneter Durchfluss in Abhängigkeit der Ansteuerspannung für den Eingangsdruck aus der Anwendung als Mikrobrenner von 50 mbar.

6.2.2 Messplatz zur fluidischen Charakterisierung

Auf Basis dieser Simulationsergebnisse können die Anforderungen an einen geeigneten automatisierten Messplatz zur Aufnahme der Druck-Durchfluss-Charakteristik des Mikroventils abgeleitet werden. Aus der Anwendung als Mikrobrenner ergibt sich der Nenneingangsdruck von 50 mbar. Für die Messung wird daher, analog zur Simulation, ein Messbereich von 0 mbar bis 100 mbar ausgewählt. Der Durchfluss erreicht in der Simulation Werte von bis zu $8,5 \text{ l min}^{-1}$ für ein Ventil mit einem 1,5 mm hohen DEA. Um diesen Durchflussbereich an den aufgebauten Ventilen zu überprüfen, wird dieser zunächst mit einem einfachen Messaufbau bei einem festen Eingangsdruck gemessen.

Der verwendete Messaufbau ist in Abbildung 6.7 dargestellt und besteht aus einem Druckregler, einem Drucktank, zwei Absperrventilen und einem Drucksensor. Die Messung erfolgt in drei Schritten: Zunächst ist das Absperrventil vor dem zu vermessenden Ventil geschlossen. Über den Druckregler wird der Druck im Tank auf einen definierten Anfangswert p_1 erhöht. Danach wird der Tank über das erste Absperrventil von der Druckquelle getrennt. Die eigentliche Messung erfolgt im dritten Schritt mit dem Öffnen des zweiten Absperrventils. Dadurch kann die Luft aus dem Tank durch das Mikroventil entweichen. Hierbei wird die Zeit gemessen, bis der Druck in dem Tank auf den definierten Wert p_2 abgefallen ist.

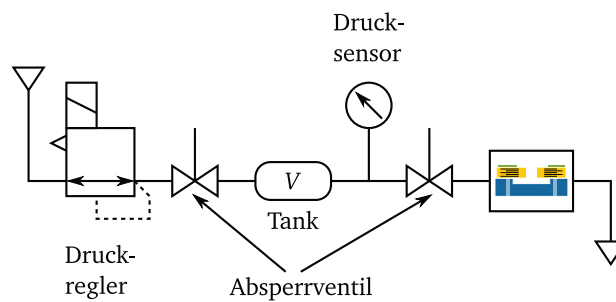


Abbildung 6.7.: Messaufbau zur Bestimmung des Durchflusses am Mikroventil

Aus dieser gemessenen Zeit t , dem Volumen des Tanks V , dem Umgebungsdruck p_0 und den beiden definierten Drücken des Tanks p_1 und p_2 kann der entsprechende Volumenstrom berechnet werden. Da dieser Prozess relativ schnell abläuft und es daher zu keinem Wärmeaustausch zwischen dem Gas und dem restlichen System während der Messdauer kommt, kann eine adiabatische Zustandsänderung angenommen werden:

$$p \cdot V^\kappa = \text{const} \quad (6.9)$$

Dabei ist κ der Adiabatenexponent mit dem Wert von 1,4 für Luft. Für einen konstanten Druck p_i im Tank ergibt sich ein Gasvolumen bei Umgebungsdruck von:

$$V_i = \sqrt{\frac{p_i}{p_0}} \cdot V \quad (6.10)$$

Die Differenz dieser Volumina für die Drücke p_1 und p_2 ergibt das ausströmende Volumen. Bezogen auf die Zeitdauer folgt daraus der resultierende Volumenstrom:

$$q = \left(\sqrt{\frac{p_2}{p_0}} - \sqrt{\frac{p_1}{p_0}} \right) \cdot \frac{V}{t} \quad (6.11)$$

Für die durchgeführten Messungen werden dabei die Drücke p_1 und p_2 zu 50 mbar und 40 mbar gewählt. Der verwendete Tank hat ein Volumen von 10 l. Bei maximaler Ansteuerspannung des

Ventilaktors ergeben sich dabei Durchflüsse im Bereich von $0,8 \text{ l min}^{-1}$ bis $1,3 \text{ l min}^{-1}$. Dieses Messergebnis weicht deutlich von dem berechneten Durchfluss von 5 l min^{-1} für diesen Eingangsdruck und Aktordicke ab. Mögliche Ursachen für diese Abweichung werden in Abschnitt 6.2.3 näher betrachtet.

Daher werden die Anforderungen an den Messbereich des Durchflusses für einen automatisierten Messplatz zur Aufnahme der Druck-Durchfluss-Kennlinien an diesen ersten Messungen angelehnt. Damit können Sensoren ausgewählt werden, die eine höhere Auflösung im tatsächlich erreichten Messbereich aufweisen. Zusätzlich wird ein modularer Aufbau vorgesehen, um die Sensoren bei Bedarf durch andere Sensoren mit einem größeren Messbereich austauschen zu können. Da die theoretische Kennlinie ein Durchflussmaximum bei 25 mbar aufweist und diese Messung zwischen 40 mbar und 50 mbar stattgefunden hat, wird der benötigte Messbereich entsprechend auf einen angenommenen Maximalwert bei 25 mbar hochskaliert. Ein Auszug der wichtigsten Anforderungen an das Messsystem ist in Tabelle 6.4 aufgeführt.

Tabelle 6.4.: Auszug der Anforderungen an den Messplatz zur Ventilcharakterisierung [Hie12].

Eigenschaft	Wert	Einheit
Medium	Luft	
Messbereich Differenzdruck	0 bis 100	mbar
Messbereich Durchfluss	0 bis 2	l min^{-1}
Messgenauigkeit Druck	≤ 1	mbar
Messgenauigkeit Durchfluss	$\leq 0,1$	l min^{-1}

Für die Messung der Druck-Durchfluss-Kennlinie können prinzipiell zwei Messverfahren unterschieden werden: Beim ersten wird die Kennlinie über die Vorgabe unterschiedlicher Eingangs- bzw. Differenzdrücke über dem Testobjekt abgetastet. An jedem Messpunkt wird der resultierende Durchfluss mit einem entsprechenden Sensor erfasst und daraus die Kennlinie gebildet. Beim zweiten Verfahren wird die Kennlinie über die Vorgabe unterschiedlicher Durchflüsse abgetastet. Aus dem an jedem Abtastpunkt gemessenen Druckabfall wird der Verlauf der Kennlinie bestimmt. Beide Verfahren sind schematisch in Abbildung 6.8 mit der erwarteten Kennlinie des Mikroventils dargestellt.

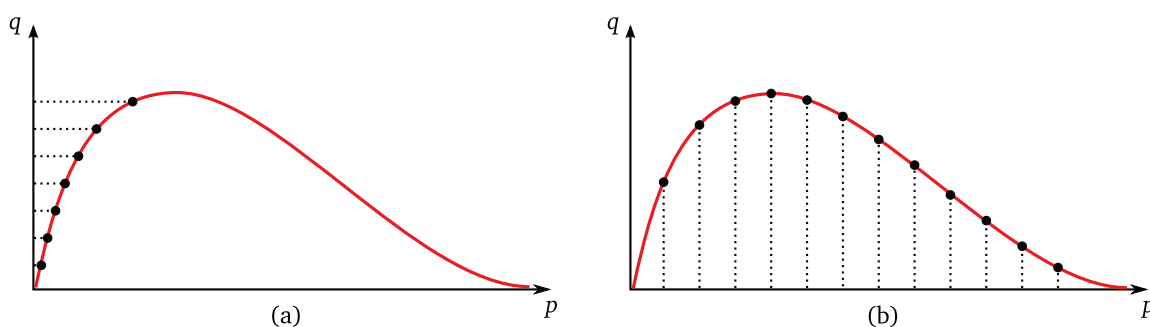


Abbildung 6.8.: Messverfahren zur Bestimmung der Druck-Durchfluss-Kennlinie des entwickelten Mikroventils durch Vorgabe des Durchflusses (a) oder der Druckdifferenz (b) am Beispiel der aus der FEM Simulation erwarteten Ventilkennlinie.

Wie zu erkennen ist, ist bei Vorgabe des Durchflusses keine eindeutige Zuordnung des gemessenen Differenzdrucks zu der Kennlinie möglich. Abhängig vom Anfangsdruck, der beim Einstellen des Durchflusses herrscht, stellt sich ein anderer Druckzustand über dem Ventil ein. Somit ist es mit diesem Verfahren nicht möglich die Kennlinie vollständig zu erfassen. Dagegen ist mit der Vorgabe

eines Differenzdrucks bei dem erwarteten Verlauf immer eine eindeutige Zuordnung eines Durchflusses gegeben und somit kann die Kennlinie komplett erfasst werden. Für den automatisierten Messplatz wird daher dieses Messverfahren verwendet.

Zur Umsetzung wird ein elektrisch angesteuerter Proportionaldruckregler als einstellbare Druckquelle, ein Drucktank, ein Durchflusssensor und ein Differenzdrucksensor verwendet. Der schematische Aufbau des Messplatzes ist in Abbildung 6.9 dargestellt. Als Proportionaldruckregler wird der Typ „DRPD 18-1“ der Firma Landefeld verwendet. Die Durchflussmessung erfolgt mit dem Sensor „D6F-02A1-110“ der Firma Omron. Dieser weist einen Messbereich von 2 l min^{-1} bei einer Messgenauigkeit von 3 % auf. Da auch über diesem Sensor, je nach Durchfluss, ein Druck abfällt, muss der Differenzdruck am Ventil getrennt von dem Wert am Druckregler gemessen werden. Dazu wird der Differenzdrucksensor HCXM100D6V der Firma Sensortechinics verwendet, der den Druck zwischen Ein- und Ausgang des Ventils erfasst.

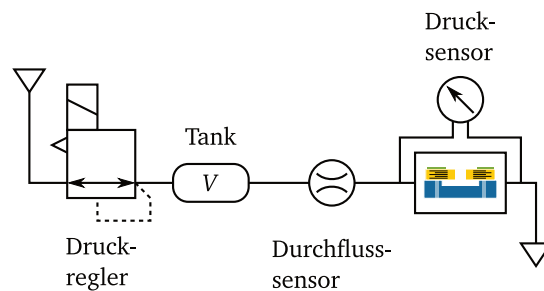


Abbildung 6.9.: Messplatz zur automatischen Aufnahme der Druck-Durchfluss-Kennlinie des entwickelten Mikroventils.

Der zusätzliche Drucktank in diesem Messaufbau dient zur Dämpfung der Druck- und Durchflussschwankungen, die durch den Proportionaldruckregler verursacht werden. Dieser regelt seinen Ausgangsseitigen Druck durch das Schalten zweier Magnetventile, die den Ausgang entweder mit der eingangsseitigen Druckquelle verbinden oder entlüften. Die Schaltfrequenz liegt zwischen 40 Hz und 90 Hz. Das Volumen des Tanks muss dabei mindestens so groß gewählt werden, dass die Grenzfrequenz des Tiefpasses, bestehend aus der Nachgiebigkeit des Tanks und dem Strömungswiderstand des Sensors, unterhalb der Schaltfrequenz des Druckreglers liegt. Die akustische Nachgiebigkeit des Drucktanks ergibt sich für eine adiabatische Zustandsänderung nach [Len+11] zu:

$$N_a = \frac{V_0}{\kappa p_0} \quad (6.12)$$

Dabei ist κ der Adiabatenexponent mit dem Wert von 1,4 für Luft. Daraus folgt für das benötigte Tankvolumen zur Dämpfung der Druckschwankungen um 3 dB bei der niedrigsten Schaltfrequenz des Druckreglers:

$$V_0 = \frac{1}{2\pi f} \cdot \frac{\kappa p_0}{Z_{\text{sensor}}} \quad (6.13)$$

Der Strömungswiderstand des Durchflusssensors Z_{sensor} wird aus einer Messung des Druckabfalls über dem Sensor bei einem Durchfluss von 2 l min^{-1} zu 900 Pa s l^{-1} bestimmt. Daraus ergibt sich für den Tank ein benötigtes Volumen von mindestens 0,6 l.

6.2.3 Messung am Ventil und Vergleich mit Modell

Mit den vorgestellten Messplätzen ist es nun möglich das entwickelte Mikroventil zu charakterisieren. Dazu wird im Folgenden der erreichte Durchfluss des Mikroventils in Abhängigkeit der

Betriebsspannung des DEA und des Eingangsdrucks vermessen und anschließend mit dem theoretisch ermittelten Verhalten für die entsprechenden Randbedingungen aus der FEM-Simulation verglichen und Ursachen für die vorhandenen Abweichungen vorgestellt.

Zuerst wird der Einfluss der Ansteuerspannung auf den erreichten Durchfluss mit dem ersten vorgestellten Messplatz für einen Eingangsdruck von 50 mbar betrachtet. Das Ergebnis für drei hergestellte Mikroventile ist exemplarisch in Abbildung 6.10 dargestellt. Qualitativ stimmt der Verlauf der gemessenen mit der theoretisch bestimmten Kennlinie aus Abbildung 6.6 überein. Allerdings weisen die vermessenen Ventile eine Leckrate im Bereich von 150 ml min^{-1} auf, die auch ohne anliegende Spannung am DEA durch das Ventil fließt. Auch die maximalen Durchflüsse weichen mit Werten zwischen 800 ml min^{-1} und 1300 ml min^{-1} deutlich von der theoretischen Kennlinie ab und der Anstieg der Kennlinie beginnt in der Messung bei einer geringeren Spannung im Vergleich zur Simulation.

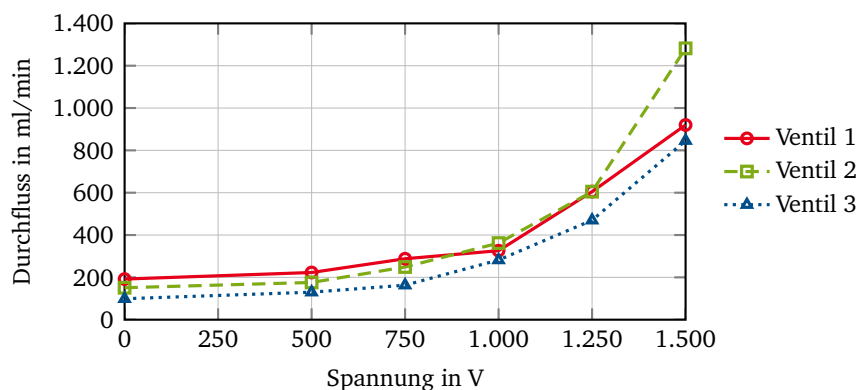


Abbildung 6.10.: Durchfluss in Abhängigkeit der Ansteuerspannung bei einem Eingangsdruck von 50 mbar.

Der Einfluss des Eingangsdrucks auf den Durchfluss ist exemplarisch für ein Ventil in Abbildung 6.11 dargestellt. Diese Kennlinien werden mit dem zweiten Messplatz für unterschiedliche Ansteuerspannungen des DEA aufgenommen. Der Verlauf der Kennlinien stimmt qualitativ mit dem theoretisch berechneten Modell überein. Der Durchfluss steigt mit zunehmendem Differenzdruck zunächst bis zu einem maximalen Wert an. Bei höheren Eingangsdrücken wird das Ventil wieder zugedrückt und der Durchfluss nimmt ab.

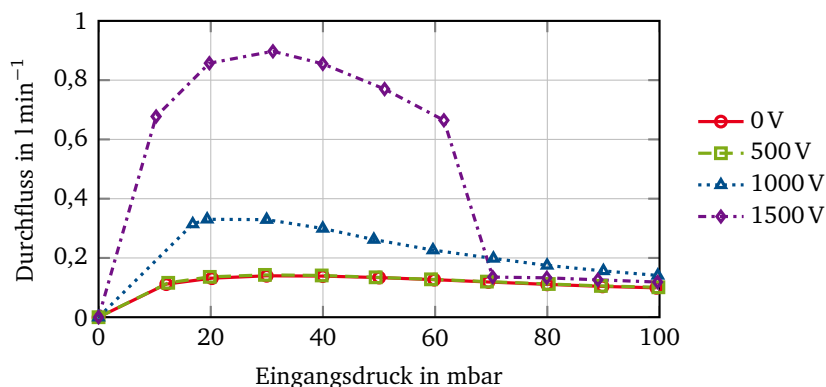


Abbildung 6.11.: Druck-Durchfluss-Kennlinie von „Ventil 1“ aus Abbildung 6.10 bei unterschiedlichen Ansteuerspannungen.

Der abrupte Abfall des Durchflusses bei dem Druckanstieg von 60 mbar auf 70 mbar bei der Spannung von 1500 V ist durch den Ausfall des Aktors verursacht. Bei der hohen Spannung und der zusätzlichen Verformung durch den Druck kam es zu einem elektrischen Durchschlag und damit zur Zerstörung des Aktors. Der Durchfluss fällt folglich auf die Werte der unaktuierten Kennlinie zurück.

Die gemessenen Kennlinien sind konsistent zu der vorherigen Messung bei konstantem Druck. Der Durchfluss bei einem Eingangsdruck zwischen 40 mbar und 50 mbar liegt in beiden Messungen bei ca. $0,8 \text{ l min}^{-1}$ für 1500 V und bei ca. $0,31 \text{ l min}^{-1}$ für 1000 V. Dies stellt eine deutliche Abweichung von dem aufgestellten Modell dar, bei dem sich für die beiden Fällen ein Durchfluss von $4,6 \text{ l min}^{-1}$ bzw. 0 l min^{-1} ergibt. Somit liegt die Messung deutlich unter dem Maximalwert der Simulation. Auch die Leckrate ist in der Messung ohne Spannung sichtbar und liegt über dem vermessenen Druckbereich näherungsweise konstant bei etwa $0,15 \text{ l min}^{-1}$.

Mit dem theoretischen Zusammenhang zwischen Auslenkung und Durchfluss aus Gleichung 6.8 kann die Leckrate in einen entsprechenden Grundabstand d_0 zwischen Ventilsitz und Aktor umgerechnet werden.

$$d_0 = \sqrt[3]{\frac{q_0}{p_{\text{ein}}} \cdot 12\mu \cdot \frac{l}{\frac{7}{9} \cdot 2\pi r_m}} \quad (6.14)$$

Für den gemessenen Wert von $0,15 \text{ l min}^{-1}$ ergibt sich daraus ein Abstand von ungefähr $10 \mu\text{m}$.

Die Ursache für diesen Abstand kann der Prozess zum Freistellen des Ventils sein. Wie in Kapitel 5.4 beschrieben, führen die benötigten Lösungsmittel zum Ablösen des Opfersubstrats zu einer mechanischen Beeinflussung des verwendeten Silikons. Das Schrumpfen in Kombination mit der teilflächigen Fixierung des Aktors auf dem Ventilsitz kann zu einem Aufwölben und somit zu einem Grundabstand zwischen Ventilsitz und Aktor führen und eine Erklärung für die Leckrate bieten.

Der geringere Durchfluss kann durch eine nicht ideale elektrische Kontaktierung des DEA erklärt werden. Im Bereich um eine nicht kontaktierte Schicht wirkt auch kein elektrostatischer Druck. Dadurch stellt das Elastomer in diesem Bereich ein rein passives Material dar, das die Auslenkung des Aktors reduziert. Der Effekt ist in Abbildung 6.12 am Beispiel einer nicht kontaktierten Elektrode in einem 6-schichtigen Aktor dargestellt.

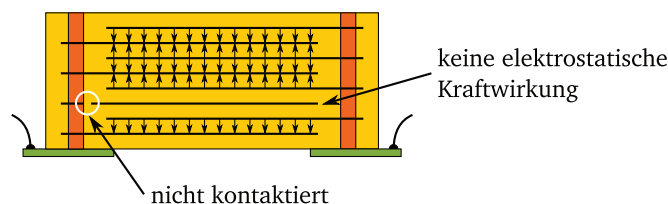


Abbildung 6.12.: Auswirkung einer nicht kontaktierten Schicht auf die Feldverteilung in einem dielektrischen Elastomeraktor.

Für einfache Stapelanordnungen ohne mechanische Randbedingungen kann der Effekt durch einen erhöhten E-Modul beschrieben werden [Lot+10]. Für den Fall des Ventils wird der Effekt in der FEM-Simulation nachgebildet: Der Aktor wird dabei in zwei übereinanderliegende Bereiche aufgeteilt: Einen aktiven und einen passiven Bereich. Im aktiven Teil wirkt der elektrostatische Druck entsprechend der angelegten Spannung. Mit dem passiven Teil wird der Einfluss der nicht kontaktierten Schichten modelliert.

Bei der verwendeten Kontaktierungsmethode liegt die durchschnittliche Anzahl kontaktierter Schichten bei 90 %. Dies bedeutet bei einer Aktordicke von 1,5 mm einen passiven Anteil von

0,15 mm. Abbildung 6.13 zeigt den Einfluss auf die Auslenkung und den Durchfluss für unterschiedliche passive Dicken bei einer konstanten Gesamtdicke.

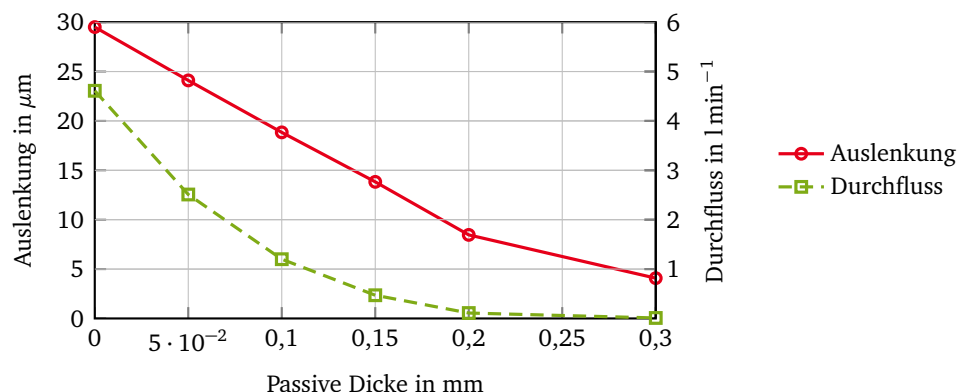


Abbildung 6.13.: Simulation zum Einfluss der passiven Dicke von dem nicht ideal kontaktierten Aktor auf den erreichten Durchfluss bei einer Ansteuerspannung von 1500 V und einem Eingangsdruck von 50 mbar.

Wie zu erkennen ist, nimmt die Auslenkung und der Durchfluss bereits bei einem Kontaktierungsverhältnis von 93 %, was einer passiven Dicke von 0,1 mm entspricht, deutlich ab. Der Durchfluss sinkt um den Faktor 4 auf $1,2 \text{ l min}^{-1}$. Mit einer 90 % Kontaktierung sinkt der Durchfluss weiter auf $0,47 \text{ l min}^{-1}$ und liegt damit bereits unter dem gemessenen Wert. Somit kann die deutliche Abweichung zwischen Modell und Messung gut mit der nicht-idealen Kontaktierung des DEA erklärt werden.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurden dielektrische Elastomeraktoren in ein Mikrosystem am Beispiel der Anwendung als miniaturisiertes Gasventil für einen Mikrobrenner integriert. Die prinzipielle Funktion des Ventils konnte an einem aufgebauten Demonstrator gezeigt werden. Für die Entwicklung des Demonstrators war neben der integrierten Herstellungstechnologie auch eine entsprechende Modellbildung unter Berücksichtigung der mechanischen Randbedingungen des Aktors Teil der Arbeit. In diesem Kapitel werden die erzielten Ergebnisse der einzelnen Themenbereiche zusammengefasst und anschließend Anknüpfungspunkte für weitere Arbeiten identifiziert.

7.1 Zusammenfassung der Ergebnisse

Für die Entwicklung des Mikroventils und dessen Auslegung wurde zunächst ein Materialmodell für den dielektrischen Elastomeraktor erstellt mit dem der Einfluss der mechanischen Randbedingungen, die durch die Integration des DEA in ein Mikrosystem entstehen, auf die Verformung beschrieben werden kann.

Dazu wurde das Verhalten des verwendeten Dielektrikums P7670 unter uniaxialem Zug, biaxialem Zug und reiner Scherung in einem Dehnungsbereich bis 80 % gemessen. In einem Vergleich mit unterschiedlichen Materialmodellen zeigt das hyperelastische Mooney-Rivlin-Modell mit fünf Parametern die beste Übereinstimmung zu den Messungen. Der Einfluss der mechanischen Randbedingungen auf die Verformung der dielektrischen Elastomeraktoren wurde für den statischen Fall an zylindrischen Proben mit unterschiedlichen Aspektverhältnissen aus Durchmesser zu Höhe untersucht. Hierbei spielt besonders die Reibung zwischen dem Probenkörper und der äußeren Messeinrichtung eine Rolle. Um einen Vergleich zwischen Messung und Simulation zu ermöglichen, ist eine definierte Randbedingung nötig. Um dies zu erreichen und eine ideale Fixierung zu erhalten, wurde jeweils eine feste Glasscheibe auf die Ober- und Unterseite des Probekörpers über das in Abschnitt 5.3 beschriebene Verfahren gebondet. Die Messergebnisse zeigen dabei eine gute Übereinstimmung mit der Berechnung über ein analytisches Modell und der durchgeführten FEM Simulation.

Das dynamische Verhalten unter Berücksichtigung der viskoelastischen Effekte lässt sich über ein Modell mit konzentrierten Parametern beschreiben. Dabei bildet das Ergebnis der FEM-Simulation und die daraus ermittelte nichtlineare Kraft-Weg-Kennlinie das Modell der Nachgiebigkeit. Die Viskoelastizität wird über eine Reihenschaltung einer weiteren nichtlinearen Feder und eines fraktionalen Elements beschrieben. Die Parameter für die Viskoelastizität werden aus Relaxationsmessungen an unterschiedlichen Probengeometrien bei verschiedenen Stauchungen bestimmt. Es konnte eine gute Übereinstimmung dieses Modells mit den Messungen gezeigt werden. Die Modellparameter unterscheiden sich aufgrund der äußeren Randbedingungen für die betrachteten Probengeometrien.

Auf Basis des entwickelten Modells und der ermittelten Anforderungen an das Mikroventil wurden unterschiedliche Konzepte betrachtet und miteinander verglichen. Durch Einschränkungen in der Geometrie des Ventilsitzes und den Wegfall zusätzlicher Montageschritte wurde das Konzept mit einem ringförmigen Stapelaktor ausgewählt. Der Aufbau nach Abbildung 4.22 besteht dabei aus dem ringförmigen DEA der auf dem Ventilsitz sitzt und die Auslassöffnung des Ventils verschließt.

Über das Loch in der Mitte des Aktors kann das Gas über Vertiefungen im Ventilsitz bis zum Ventilsitz strömen. Über die metallischen Federstrukturen, die sich über dem Aktor befinden, wird dieser im Normalzustand gegen den Ventilsitz gedrückt.

Zur Herstellung dieses Konzepts wurden zwei Prozessketten entwickelt und auf Realisierbarkeit untersucht. Bei der Top-Down-Prozesskette beginnt die Prozessierung mit den Federstrukturen, die auf einem Opfersubstrat abgeschieden werden. Auf diesem Substrat wird anschließend der DEA hergestellt und mit dem Ventilsitz verbunden. Im letzten Schritt wird das Opfersubstrat entfernt. Demgegenüber beginnt bei der Bottom-Up-Prozesskette die Herstellung mit dem Ventilsitz, dessen Öffnungen und Vertiefungen für die Herstellung des DEA gefüllt werden. Die Abscheidung der metallischen Federstrukturen erfolgt auf dem DEA. Im direkten Vergleich der beiden Prozessketten (vgl. Tabelle 5.1) überwiegen die Vorteile des Top-Down Ansatzes.

Ein Schwerpunkt der Herstellung stellt die in Abschnitt 5.2 beschriebene elektrische Kontaktierung der integrierten Elastomeraktoren dar. Hierzu wurden zwei Verfahren untersucht, um die Aktoren im Zuleitungsbereich zu kontaktieren. Die Elektroden-schichten werden dabei entweder mittels Laserschneiden oder Stanzen freigelegt. Das Stanzen weist die besseren elektrischen Eigenschaften auf, ist aber durch die geringe Steifigkeit des Materials im Durchmesser und der Dicke beschränkt. Für die Kontaktierung selbst werden galvanisch abgeschiedenes Kupfer und eine Graphitschicht, die über das Abtrocknen einer Graphitsuspension erzeugt wird, betrachtet. Mit der Anzahl der kontaktierten Schichten von 92 % und einem mittleren Kontaktwiderstand von 95 k Ω erreicht die Graphitkontaktierung das deutlich bessere Ergebnis.

Mit der ausgewählten Prozesskette und dem Kontaktierungsverfahren wurde ein Mikroventil hergestellt und mit speziell dafür aufgebauten Messplätzen charakterisiert. Der Durchfluss der aufgebauten Ventile kann in einem Bereich von 0,1 l min⁻¹ bis etwa 1 l min⁻¹ über die Betriebsspannung eingestellt werden. Die Druck-Durchfluss-Kennlinie weist eine gute qualitative Übereinstimmung mit dem erwarteten Verhalten aus der FEM Simulation auf, aber quantitativ unterscheiden sich die Messungen von der Simulation um ungefähr den Faktor 8. Die vermutete Ursache liegt in der nicht idealen Kontaktierung des Aktors. Bereits bei einem Absinken der Kontaktierung auf 93 % für diesen Aufbau nimmt der Durchfluss um den Faktor 4 ab und bei 90 % liegt der theoretische Durchfluss unterhalb der Messungen. Somit ergibt sich unter Berücksichtigung der unvollständigen Kontaktierung des Aktors eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation des aufgebauten Mikroventils.

7.2 Weiterentwicklung des Modells

Der Einfluss der Elektroden-schichten auf das mechanische Verhalten des Aktors wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter betrachtet. Es wurde gezeigt, dass für den einfachsten Fall ohne mechanische Randbedingungen und der Annahme eines konstanten E-Moduls der Einfluss über eine Betrachtung als Kompositmaterial erfolgen kann. Für komplexere Anordnungen muss eine Berücksichtigung über ein entsprechendes FEM-Modell, das den Schichtaufbau des Aktors enthält, durchgeführt werden. Um den Rechen- und Modellierungsaufwand zu reduzieren, empfiehlt es sich ein anisotropes Materialmodell des kompletten Aktors aufzustellen, das neben dem reinen Elastomer auch den Einfluss der Elektroden enthält. Dies setzt, analog zu der Charakterisierung über Zug- und Scherversuche des Elastomers, entsprechende weitere Versuche an geschichteten Materialproben voraus, um das anisotrope Verhalten und daraus ein geeignetes Materialmodell bestimmen zu können.

Für das dynamische Modell erfolgte die Bestimmung der viskoelastischen Parameter aus einer Anpassung des Modells an das gemessene Relaxationsverhalten. Die Änderung dieser Parameter in

Abhängigkeit des Aspektverhältnisses der Proben lässt einen Zusammenhang ähnlich dem effektiven E-Modul vermuten. Um diesen Zusammenhang genauer zu beschreiben, sind weitere Versuche mit unterschiedlichen Probengeometrien und mechanischen Randbedingungen durchzuführen.

Weitere Einsatzgebiete dieses Modellierungsansatzes liegen im Bereich der dielektrischen Elastomergeneratoren. Die bisher dafür verwendeten Modelle bilden das Verhalten ebenfalls mit einer gekoppelten Simulation aus elektrischem und mechanischem Teilmodell nach. Dabei werden jedoch auf der mechanischen Seite nur Modelle ohne Berücksichtigung der mechanischen Randbedingungen verwendet. Das Kraft-Weg Verhalten wird entweder über eine lineare Feder oder über ein hyperelastisches Modell beschrieben. Je nach Aufbau des Generators hat die mechanische Einspannung einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss und muss entsprechend in der Modellierung berücksichtigt werden. Dies kann über den gezeigten Ansatz mit einer zweistufigen Simulation durchgeführt werden.

Analog kann der Ansatz auch für taktile Displays verwendet werden, wobei hier die Randbedingungen auf der einen Seite eine feste Unterlage und auf der anderen Seite einen menschlichen Finger darstellen. Hierfür sind die beiden Kontaktstellen genauer zu betrachten, um die Kontakte über zum Beispiel Reibkoeffizienten nachzubilden.

7.3 Weiterentwicklung des Mikroventils

Im Fokus dieser Arbeit stand der Aufbau des eigentlichen Ventils bestehend aus Ventilsitz, dielektrischem Elastomeraktor und Federstruktur. Für die Integration in ein Gesamtsystem muss die Aufbau- und Verbindungstechnik weiter vorangetrieben werden. Hier ist besonders die Fragestellung einer geeigneten Gehäusung auf der Eingangsseite mit elektrischen Durchführungen für die Ventilansteuerung weiter zu betrachten. Im realisierten Aufbau erfolgt die Kontaktierung über die Federstrukturen, die über Federkontakte durch das Gehäuse nach außen geführt werden. Als Alternative hierzu ist die Verwendung von isolierten Leiterbahnen auf dem Ventilsitz denkbar, die die einzelnen Anschlüsse seitlich herausführen und keine weiteren elektrischen Durchführungen im Deckel des Gehäuses erfordern.

Daran anknüpfend ist ein geeignetes Schaltungskonzept nötig, um die einzelnen Ventile in einer Matrixanordnung unabhängig voneinander mit möglichst geringer Anzahl an elektrischen Anschlüssen ansteuern zu können. Ein Vorschlag einer möglichen Verschaltung, die die unabhängige Ansteuerung aller Ventile erlaubt, ist in Abschnitt 4.3 beschrieben. Eine weitere Möglichkeit stellt eine Zeilen- und Spalten-Ansteuerung der Matrix dar. Allerdings hat dies die Einschränkung nicht alle beliebigen Kombinationen von geschalteten Ventilen zu ermöglichen. Über einen zeitlichen Multiplex-Betrieb kann diese Einschränkung behoben werden. Hierfür ist zu untersuchen, mit welcher Frequenz die Spannung an den einzelnen Ventile aufgefrischt werden muss, um eine konstante Auslenkung und damit einen konstanten Durchfluss zu erreichen.

Eine Überwachung der Auslenkung und somit des Durchflusses kann über die integrierte Sensorfunktion der DEA erfolgen. Hierzu ist die Entwicklung eines geeigneten Schaltungskonzeptes nötig, um neben der Ansteuerung des Ventilaktors auch dessen aktuelle elektrische Kapazität zu erfassen und auszuwerten. Eine weitere Möglichkeit besteht in der Integration von zusätzlichen Elastomerwandlern, die rein als Sensor fungieren. Diese können zum Beispiel im Bereich der eigentlichen Aktoren in zusätzlichen Schichten oder seitlich versetzt angeordnet werden.



Literaturverzeichnis

- [And+09] ANDERSON, I. A. et al. *A dielectric elastomer actuator thin membrane rotary motor*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7287. San Diego, CA, USA, 2009. DOI: 10.1117/12.815823.
- [AMR04] ANDERSON, M. L.; MOTT, P. H. und ROLAND, C. M. *The Compression of Bonded Rubber Disks*. In: „Rubber Chemistry and Technology“ 77.2 (Mai 2004), S. 293–302. DOI: 10.5254/1.3547824.
- [And86] ANDERSON, R. A. *Mechanical stress in a dielectric solid from a uniform electric field*. In: „Physical Review B“ 33.2 (Jan. 1986), S. 1302–1307. DOI: 10.1103/PhysRevB.33.1302.
- [Ans13] ANSYS INC., Hrsg. *ANSYS Mechanical User Guide. Contact Formulation Theory. Release 14.5*. 2013.
- [Axea] AXEL PRODUCTS, INC. *Compression or Biaxial Extension?* URL: <http://www.axelproducts.com/downloads/CompressionOrBiax.pdf> (abgerufen am 7. Jan. 2013).
- [Axeb] AXEL PRODUCTS, INC. *Testing Elastomers for Hyperelastic Material Models in Finite Element Analysis*. URL: <http://www.axelproducts.com/downloads/TestingForHyperelastic.pdf> (abgerufen am 22. Aug. 2013).
- [BT83] BAGLEY, R. L. und TORVIK, P. J. *A Theoretical Basis for the Application of Fractional Calculus to Viscoelasticity*. In: „Journal of Rheology“ 27.3 (1983), S. 201–210. DOI: 10.1122/1.549724.
- [BHK11] BANKS, H. T.; HU, S. und KENZ, Z. R. *A Brief Review of Elasticity and Viscoelasticity for Solids*. In: „Advances in Applied Mathematics and Mechanics“ 3.1 (2011), S. 1–51. DOI: 10.4208/aamm.10-m1030.
- [BPY02] BANKS, H.; PINTER, G. und YEOH, O. *Analysis of bonded elastic blocks*. In: „Mathematical and Computer Modelling“ 36.7–8 (Nov. 2002), S. 875–888. DOI: 10.1016/S0895-7177(02)00234-0.
- [Bar04] BAR-COHEN, Y., Hrsg. *Electroactive Polymer (EAP) Actuators as Artificial Muscles: Reality, Potential, and Challenges, Second Edition*. 2. Aufl. SPIE Press, März 2004.
- [BKT10] BENSLIMANE, M.; KIIL, H.-E. und TRYSON, M. J. *Electromechanical properties of novel large strain PolyPower film and laminate components for DEAP actuator and sensor applications*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7642. San Diego, CA, USA, 2010. DOI: 10.1117/12.847700.
- [Ben+11] BENSLIMANE, M. et al. *Scalable design of DEAP for energy harvesting utilizing PolyPower*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7976. San Diego, CA, USA, 2011. DOI: 10.1117/12.880425.
- [Bha+05] BHATTACHARYA, S. et al. *Studies on surface wettability of poly(dimethyl) siloxane (PDMS) and glass under oxygen-plasma treatment and correlation with bond strength*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 14.3 (Juni 2005), S. 590–597. DOI: 10.1109/JMEMS.2005.844746.

- [BH10] BIGGS, S. J. und HITCHCOCK, R. N. *Artificial muscle actuators for haptic displays: system design to match the dynamics and tactile sensitivity of the human fingerpad*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7642. San Diego, CA, USA, 2010. DOI: 10.1117/12.847741.
- [Bol76] BOLTZMANN, L. *Zur Theorie der elastischen Nachwirkung*. In: „Annalen der Physik und Chemie. Ergänzungsband VII“ (1876), S. 624–654.
- [Bon+06] BONWIT, N. et al. *Design of commercial applications of EPAM technology*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 6168. San Diego, CA, USA, 2006. DOI: 10.1117/12.658775.
- [Bös10] BÖSE, H. *private Kommunikation*. 2010.
- [Bös11] BÖSE, H. *Entwicklung von Materialkomponenten für elektrische Elastomeraktoren*. Abschlussbericht zum BMBF Projekt INFUNK (FKZ: 16SV3725). Würzburg, 2011.
- [BU13] BÖSE, H. und UHL, D. *Dielectric elastomers with novel highly-conducting electrodes*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 8687. San Diego, CA, USA, Apr. 2013. DOI: 10.1117/12.2012492.
- [Bow10] BOWER, A. F. *Applied mechanics of solids*. Boca Raton, FL, USA: CRC Press, 2010.
- [BA00] BOYCE, M. C. und ARRUDA, E. M. *Constitutive Models of Rubber Elasticity: A Review*. In: „Rubber Chemistry and Technology“ 73.3 (Juli 2000), S. 504–523. DOI: 10.5254/1.3547602.
- [BP10] BROCHU, P. und PEI, Q. *Advances in Dielectric Elastomers for Actuators and Artificial Muscles*. In: „Macromolecular Rapid Communications“ 31.1 (Jan. 2010), S. 10–36. DOI: 10.1002/marc.200900425.
- [CD07] CARPI, F. und DE ROSSI, D. *Contractile folded dielectric elastomer actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 6524. San Diego, CA, USA, 2007. DOI: 10.1117/12.715594.
- [CFD10] CARPI, F.; FREDIANI, G. und DE ROSSI, D. *Hydrostatically coupled dielectric elastomer actuators for tactile displays and cutaneous stimulators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7642. San Diego, CA, USA, 2010. DOI: 10.1117/12.847562.
- [Car+03] CARPI, F. et al. *Electromechanical characterisation of dielectric elastomer planar actuators: comparative evaluation of different electrode materials and different counterloads*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 107.1 (2003), S. 85–95. DOI: 10.1016/S0924-4247(03)00257-7.
- [Chu+07] CHUC, N. H. et al. *Multi-stacked artificial muscle actuator based on synthetic elastomer*. In: „Intelligent Robots and Systems“. San Diego, CA, USA, 2007, S. 771–776. DOI: 10.1109/IROS.2007.4399636.
- [Der+80] DERHAM, C. J. et al. *Natural Rubber Foundation Bearings for Earthquake Protection—Experimental Results*. In: „Rubber Chemistry and Technology“ 53.1 (März 1980), S. 186–209. DOI: 10.5254/1.3535028.
- [Di +11] DI LILLO, L. et al. *Dielectric and insulating properties of an acrylic DEA material at high near-DC electric fields*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7976. San Diego, CA, USA, 2011. DOI: 10.1117/12.894558.
- [Duf+98] DUFFY, D. C. et al. *Rapid Prototyping of Microfluidic Systems in Poly(dimethylsiloxane)*. In: „Analytical Chemistry“ 70.23 (1998), S. 4974–4984. DOI: 10.1021/ac980656z.
- [Ehr11] EHRENSTEIN, G. *Polymer-Werkstoffe: Struktur ; Eigenschaften ; Anwendung*. München: Hanser Verlag, 2011.
- [EBP58] EMSLIE, A. G.; BONNER, F. T. und PECK, L. G. *Flow of a Viscous Liquid on a Rotating Disk*. In: „Journal of Applied Physics“ 29.5 (1958), S. 858–862. DOI: 10.1063/1.1723300.

-
- [Foo+12] Foo, C. C. et al. *Model of dissipative dielectric elastomers*. In: „Journal of Applied Physics“ 111.3 (Feb. 2012). DOI: 10.1063/1.3680878.
- [För12] FÖRSTER, F. *Numerische Simulation zur Optimierung des Verformungsverhaltens dielektrischer Elastomerstapelaktoren*. Diplomarbeit 1799. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt. Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Apr. 2012.
- [För13] FÖRSTER, F. *unveröffentlichte Ergebnisse*. 2013.
- [FMS13a] FÖRSTER, F.; MÖSSINGER, H. und SCHLAAK, H. F. *Numerical simulation model of a dielectric elastomer generator*. In: „Proceedings of EuroEAP“. Bd. 3. Dübendorf, Schweiz, 2013.
- [FMS13b] FÖRSTER, F.; MÖSSINGER, H. und SCHLAAK, H. F. *Validated numerical simulation model of a dielectric elastomer generator*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 8687. San Diego, CA, USA, Apr. 2013. DOI: 10.1117/12.2009342.
- [GQ13] GATTI, D. und QUADRIO, M. *Performance losses of drag-reducing spanwise forcing at moderate values of the Reynolds number*. In: „Physics of Fluids“ 25.12 (Dez. 2013). DOI: 10.1063/1.4849537.
- [GL59] GENT, A. N. und LINDLEY, P. B. *The Compression of Bonded Rubber Blocks*. In: „Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers“ 173.1 (Juni 1959), S. 111–122. DOI: 10.1243/PIME_PROC_1959_173_022_02.
- [Gen92] GENT, A. N. *Engineering with rubber: how to design rubber components*. München: Hanser Verlag, 1992.
- [Gio12] GIOUSOUF, M. *Dielectric elastomer actuators – Potential use in automation technology*. In: „Actuator“. Bremen, 2012, S. 358–361.
- [Gra+10] GRAF, C. et al. *Simulation model for electro active polymer generators*. In: „Proceedings of International Conference on Solid Dielectrics“. Potsdam: IEEE, 2010, S. 1–4. DOI: 10.1109/ICSD.2010.5568266.
- [Gra+12] GRAUER, M. et al. *EPoSIL – Gaining sea power with EAP*. In: „Actuator“. Bremen, 2012, S. 391–393.
- [Gro+04] GRONYPCH, D. et al. *Burner for gaseous and liquid fuels, has heat resistant and gas-tight hose put into a carrier structure made from metal strips, the hose locked in place in the carrier structure via a plate and a module housing*. DE10306229 (A1). Aug. 2004.
- [HPK12] HABRARD, F.; PATSCHEIDER, J. und KOVACS, G. *Super-compliant metallic electrodes for electroactive polymer actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 8340. San Diego, CA, USA, 2012. DOI: 10.1117/12.918274.
- [Hac+05] HACKL, C. et al. *A multidomain model of planar electro-active polymer actuators*. In: „IEEE Transactions on Industry Applications“ 41.5 (Sep. 2005), S. 1142–1148. DOI: 10.1109/TIA.2005.853384.
- [Hau+13] HAUS, H. et al. *Modelling and characterization of dielectric elastomer stack actuators*. In: „Smart Materials and Structures“ 22.10 (Okt. 2013). DOI: 10.1088/0964-1726/22/10/104009.
- [HMS05] HERING, E.; MARTIN, R. und STOHRER, M. *Taschenbuch der Mathematik und Physik*. Springer, Jan. 2005.
- [HMS07] HERING, E.; MARTIN, R. und STOHRER, M. *Physik Für Ingenieure*. 10. Aufl. Springer, Aug. 2007.
- [Hey+00] HEYDT, R. et al. *Acoustical performance of an electrostrictive polymer film loudspeaker*. In: „The Journal of the Acoustical Society of America“ 107.2 (2000), S. 833–839. DOI: 10.1121/1.428266.
-

- [Hey+98] HEYDT, R. et al. *Design and performance of an electrostrictive-polymer-film acoustic actuator*. In: „Journal of Sound and Vibration“ 215.2 (Aug. 1998), S. 297–311. DOI: 10.1006/jsvi.1998.1642.
- [Hil52] HILL, R. *The Elastic Behaviour of a Crystalline Aggregate*. In: „Proceedings of the Physical Society. Section A“ 65.5 (Mai 1952), S. 349. DOI: 10.1088/0370-1298/65/5/307.
- [HTM13] HOFFSTADT, T.; TEPEL, D. und MAAS, J. *Automated roll-to-roll process for the fabrication of DEAP stackactuators*. In: „Proceedings of EuroEAP“. Bd. 3. Dübendorf, Schweiz, 2013.
- [Hol00] HOLZAPFEL, G. A. *Nonlinear solid mechanics: a continuum approach for engineering*. Chichester ; New York: Wiley, 2000.
- [Jea+12] JEAN, P. et al. *Standing wave tube electro active polymer wave energy converter*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 8340. San Diego, CA, USA, 2012. DOI: 10.1117/12.934222.
- [Jun04] JUNGSMANN, M. *Entwicklung elektrostatischer Festkörperaktoren mit elastischen Dielektrika für den Einsatz in taktilen Anzeigefeldern*. Dissertation. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, 2004.
- [KH13] KAAL, W. und HEROLD, S. *Numerical investigations on dielectric stack actuators with perforated electrodes*. In: „Smart Materials and Structures“ 22.10 (Okt. 2013), S. 104016. DOI: 10.1088/0964-1726/22/10/104016.
- [KHM10] KAAL, W.; HEROLD, S. und MELZ, T. *Modeling approaches for electroactive polymers*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7642. San Diego, CA, USA, 2010. DOI: 10.1117/12.848756.
- [KHM12] KAAL, W.; HEROLD, S. und MELZ, T. *Design and modeling of dielectric elastomer actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 8340. San Diego, CA, USA, 2012. DOI: 10.1117/12.915187.
- [KLS11] KARSTEN, R.; LOTZ, P. und SCHLAAK, H. F. *Active suspension with multilayer dielectric elastomer actuator*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7976. San Diego, CA, USA, 2011. DOI: 10.1117/12.880459.
- [Kay+98] KAYE, A. et al. *Definition of terms relating to the non-ultimate mechanical properties of polymers (Recommendations 1998)*. In: „Pure and Applied Chemistry“ 70.3 (1998), S. 701–754. DOI: 10.1351/pac199870030701.
- [KK11] KELLY, J. M. und KONSTANTINIDIS, D. *Mechanics of Rubber Bearings for Seismic and Vibration Isolation*. 1. Aufl. Wiley, Aug. 2011.
- [KB09] KIIL, H.-E. und BENSLIMANE, M. *Scalable industrial manufacturing of DEAP*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7287. San Diego, CA, USA, 2009. DOI: 10.1117/12.815741.
- [Koe84] KOELLER, R. C. *Applications of Fractional Calculus to the Theory of Viscoelasticity*. In: „Journal of Applied Mechanics“ 51.2 (1984), S. 299–307. DOI: 10.1115/1.3167616.
- [Koo+06] KOO, I. et al. *Wearable Fingertip Tactile Display*. In: „SICE-ICASE International Joint Conference“. Busan, Südkorea: IEEE, 2006, S. 1911–1916. DOI: 10.1109/SICE.2006.315343.
- [KPJ95] KORNBLUH, R.; PELRINE, R. und JOSEPH, J. *Elastomeric dielectric artificial muscle for small robots*. In: „Proceedings of the Third IASTED International Conference on Robotics and Manufacturing“. Cancun, Mexico, Juni 1995.
- [KD09] KOVACS, G. und DÜRING, L. *Contractive tension force stack actuator based on soft dielectric EAP*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7287. San Diego, CA, USA, 2009. DOI: 10.1117/12.815195.

-
- [Kov+08] KOVACS, G. et al. *Study on core free rolled actuator based on soft dielectric EAP*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 6927. San Diego, CA, USA, 2008. DOI: 10.1117/12.776787.
- [Kov+09] KOVACS, G. et al. *Stacked dielectric elastomer actuator for tensile force transmission*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 155.2 (2009), S. 299–307. DOI: 10.1016/j.sna.2009.08.027.
- [KRB99] KRAKOVSKÝ, I.; ROMIJN, T. und BOER, A. P. d. *A few remarks on the electrostriction of elastomers*. In: „Journal of Applied Physics“ 85.1 (1999), S. 628–629. DOI: 10.1063/1.369418.
- [Lac+04] LACOUR, S. et al. *Design and Performance of Thin Metal Film Interconnects for Skin-Like Electronic Circuits*. In: „IEEE Electron Device Letters“ 25.4 (Apr. 2004), S. 179–181. DOI: 10.1109/LED.2004.825190.
- [Len+11] LENK, A. et al. *Electromechanical Systems in Microtechnology and Mechatronics*. Microtechnology and MEMS. Springer, 2011.
- [Lio07] LION, A. *Einführung in die Lineare Viskoelastizität*. Bd. 4/2007. Beiträge zur Materialtheorie. Universität der Bundeswehr München, 2007.
- [LFZ09] LIU, B.; FENG, X. und ZHANG, S.-M. *The effective Young's modulus of composites beyond the Voigt estimation due to the Poisson effect*. In: „Composites Science and Technology“ 69.13 (2009), S. 2198–2204. DOI: 10.1016/j.compscitech.2009.06.004.
- [Lot09] LOTZ, P. *Dielektrische Elastomerstapelaktoren für ein peristaltisches Fluidfördersystem*. Dissertation. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, Dez. 2009.
- [LMS09] LOTZ, P.; MATYSEK, M. und SCHLAAK, H. F. *Peristaltic pump made of dielectric elastomer actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7287. San Diego, CA, USA, 2009. DOI: 10.1117/12.819216.
- [Lot+08b] LOTZ, P. et al. *Dielectric elastomer actuators using improved thin film processing and nanosized particles*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 6927. San Diego, CA, USA, 2008. DOI: 10.1117/12.776197.
- [MRS13] MAFFLI, L.; ROSSET, S. und SHEA, H. R. *Mm-size bistable zipping dielectric elastomer actuators for integrated microfluidics*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 8687. San Diego, CA, USA, Apr. 2013. DOI: 10.1117/12.2009367.
- [MCZ11] MALEKI, T.; CHITNIS, G. und ZIAIE, B. *A batch-fabricated laser-micromachined PDMS actuator with stamped carbon grease electrodes*. In: „Journal of Micromechanics and Microengineering“ 21.2 (Feb. 2011). DOI: 10.1088/0960-1317/21/2/027002.
- [Mar+11b] MARTÍNEZ-CRESPIERA, S. et al. *Pressureless synthesis of fully dense and crack-free SiOC bulk ceramics via photo-crosslinking and pyrolysis of a polysiloxane*. In: „Journal of the European Ceramic Society“ 31.5 (2011), S. 913–919. DOI: 10.1016/j.jeurceramsoc.2010.11.019.
- [Mat10] MATYSEK, M. *Dielektrische Elastomeraktoren in Multilayer-Technologie für taktile Displays*. Dissertation. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, Jan. 2010.
- [MLS09] MATYSEK, M.; LOTZ, P. und SCHLAAK, H. F. *Tactile display with dielectric multilayer elastomer actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7287. San Diego, CA, USA, 2009. DOI: 10.1117/12.819217.
- [Moo40] MOONEY, M. *A Theory of Large Elastic Deformation*. In: „Journal of Applied Physics“ 11.9 (Sep. 1940), S. 582–592. DOI: doi:10.1063/1.1712836.
-

- [MHS12] MÖSSINGER, H.; HAUS, H. und SCHLAAK, H. F. *Measuring contact resistance in electrical interconnections of dielectric elastomer stack transducers*. In: „Proceedings of Euro-EAP“. Bd. 2. Potsdam, Mai 2012.
- [Ogd72a] OGDEN, R. W. *Large Deformation Isotropic Elasticity: On the Correlation of Theory and Experiment for Compressible Rubberlike Solids*. In: „Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences“ 328.1575 (Juni 1972), S. 567–583. DOI: 10.2307/78172.
- [Ogd72b] OGDEN, R. W. *Large Deformation Isotropic Elasticity - On the Correlation of Theory and Experiment for Incompressible Rubberlike Solids*. In: „Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences“ 326.1567 (Feb. 1972), S. 565–584. DOI: 10.2307/77930.
- [Pan+90] PAN, J. et al. *Verification of FEM analysis of load-deflection methods for measuring mechanical properties of thin films*. In: „IEEE Solid-State Sensor and Actuator Workshop“. Hilton Head Island, SC, USA: IEEE, 1990, S. 70–73. DOI: 10.1109/SOLSEN.1990.109823.
- [PKJ98] PELRINE, R. E.; KORNBLUH, R. D. und JOSEPH, J. P. *Electrostriction of polymer dielectrics with compliant electrodes as a means of actuation*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 64.1 (Jan. 1998), S. 77–85. DOI: 10.1016/S0924-4247(97)01657-9.
- [Pel+00] PELRINE, R. et al. *High-Speed Electrically Actuated Elastomers with Strain Greater Than 100%*. In: „Science“ 287.5454 (Feb. 2000), S. 836–839. DOI: 10.1126/science.287.5454.836.
- [Pel+01a] PELRINE, R. et al. *Applications of dielectric elastomer actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 4329. San Diego, CA, USA, Juli 2001, S. 335–349. DOI: 10.1117/12.432665.
- [Pel+01b] PELRINE, R. et al. *Dielectric elastomers: generator mode fundamentals and applications*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 4329. San Diego, CA, USA, Juli 2001, S. 148–156. DOI: 10.1117/12.432640.
- [PMA08] PINARBASI, S.; MENGI, Y. und AKYUZ, U. *Compression of solid and annular circular discs bonded to rigid surfaces*. In: „International Journal of Solids and Structures“ 45.16 (Aug. 2008), S. 4543–4561. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2008.03.026.
- [Pra+05] PRAHLAD, H. et al. *Polymer power: Dielectric elastomers and their applications in distributed actuation and power generation*. In: „Proceedings of International Conference on Smart Materials Structures and Systems“. Bd. 13. Bangalore, Indien, 2005, S. 100–107.
- [Ran+08] RANDAZZO, M. et al. *Architecture for the semi-automatic fabrication and assembly of thin-film based dielectric elastomer actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 6927. San Diego, CA, USA, 2008. DOI: 10.1117/12.784981.
- [Riv48a] RIVLIN, R. S. *Large Elastic Deformations of Isotropic Materials. I. Fundamental Concepts*. In: „Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences“ 240.822 (Jan. 1948), S. 459–490. DOI: 10.1098/rsta.1948.0002.
- [Riv48b] RIVLIN, R. S. *Large Elastic Deformations of Isotropic Materials. IV. Further Developments of the General Theory*. In: „Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences“ 241.835 (Okt. 1948), S. 379–397. DOI: 10.1098/rsta.1948.0024.

-
- [Rön80] RÖNTGEN, W. C. *Ueber die durch Electricität bewirkten Form- und Volumenänderung von dielectricischen Körpern*. In: „Annalen der Physik und Chemie, neue Folgen“ 11 (1880), S. 771–786.
- [Ros+08a] ROSENTHAL, M. et al. *Designing components using smartMOVE electroactive polymer technology*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 6927. San Diego, CA, USA, 2008. DOI: 10.1117/12.782124.
- [RS13] ROSSET, S. und SHEA, H. R. *Flexible and stretchable electrodes for dielectric elastomer actuators*. In: „Applied Physics A“ 110.2 (Feb. 2013), S. 281–307. DOI: 10.1007/s00339-012-7402-8.
- [Ros+09a] ROSSET, S. et al. *Ion-implanted compliant electrodes for mm-size dielectric elastomer actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7287. San Diego, CA, USA, 2009. DOI: 10.1117/12.815183.
- [Ros+08b] ROSSET, S. et al. *Mechanical characterization of a dielectric elastomer microactuator with ion-implanted electrodes*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 144.1 (2008), S. 185–193. DOI: 10.1016/j.sna.2007.12.030.
- [Ros+09b] ROSSET, S. et al. *Large-Stroke Dielectric Elastomer Actuators With Ion-Implanted Electrodes*. In: „Journal of Microelectromechanical Systems“ 18.6 (2009), S. 1300–1308. DOI: 10.1109/JMEMS.2009.2031690.
- [SOJ09] SARBAN, R.; OUBAEK, J. und JONES, R. W. *Closed-loop control of a core free rolled EAP actuator*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7287. San Diego, CA, USA, 2009. DOI: 10.1117/12.815433.
- [Sch+92] SCHEINBEIM, J. I. et al. *Electrostrictive Response of elastomeric Polymers*. In: „ACS Polymer Preprints“ 33.2 (1992), S. 385–386.
- [Sch11] SCHLAAK, H. F. *Integrationsorientierte Verfahren zur Herstellung hybrider Mikrosysteme*. Abschlussbericht zum BMBF Projekt INSIGHT (FKZ: 16SV5053). Darmstadt, 2011.
- [Sch+05] SCHLAAK, H. F. et al. *Novel multilayer electrostatic solid state actuators with elastic dielectric (Invited Paper)*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 5759. San Diego, CA, USA, Mai 2005, S. 121–133. DOI: 10.1117/12.604468.
- [SS12a] SCHLOSSER, M. und SCHLAAK, H. F. *Curved Electroplated Nickel Cantilever for Switching Applications*. In: „Actuator“. Bremen, 2012.
- [SS12b] SCHLOSSER, M. und SCHLAAK, H. F. *Intrinsische Schichtspannungen in galvanisch abgeschiedenem Nickel für elektrostatische Mikroaktoren*. In: „Galvanotechnik“ 103.12 (2012).
- [SG01] SCHMIDT, A. und GAUL, L. *Bestimmung des komplexen Elastizitätsmoduls eines Polymers zur Identifikation eines viskoelastischen Stoffgesetzes mit fraktionalen Zeitableitungen*. In: „Proceedings der DGZfP Jahrestagung“. Berlin, 2001.
- [SMM12] SIEROCIUK, D.; MALESZA, W. und MACIAS, M. *Fractional Variable Order Derivative Simulink Toolkit User Guide*. 2012. URL: <http://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/38801-fractional-variable-order-derivative-simulink-toolkit> (abgerufen am 21. Sep. 2013).
- [SG09] SON, S. und GOULBOURNE, N. C. *Pulsatile dielectric elastomer membrane sensors*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7287. San Diego, CA, USA, 2009. DOI: 10.1117/12.816081.
- [Sta06] STAAB, M. *Entwicklung einer Schleudereinheit zur Herstellung von elektrostatischen Polymeraktoren*. Studienarbeit. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, Apr. 2006.
-

-
- [Ste83] STEVENSON, A. *A fracture mechanics study of the fatigue of rubber in compression*. In: „International Journal of Fracture“ 23.1 (Sep. 1983), S. 47–59. DOI: 10.1007/BF00020157.
- [Su+97] SU, J. et al. *Effects of transitional phenomena on the electric field induced strain–electrostrictive response of a segmented polyurethane elastomer*. In: „Journal of Applied Polymer Science“ 65.7 (1997), S. 1363–1370.
- [Suo10] SUO, Z. *Theory of dielectric elastomers*. In: „Acta Mechanica Solida Sinica“ 23.6 (2010), S. 549–578. DOI: 10.1016/S0894-9166(11)60004-9.
- [Suo13] SUO, Z. *Elasticity of rubber-like materials*. Skript zur Vorlesung „Advanced Elasticity“. 2013. URL: <http://imechanica.org/node/14146> (abgerufen am 28. Aug. 2013).
- [SZG08] SUO, Z.; ZHAO, X. und GREENE, W. H. *A nonlinear field theory of deformable dielectrics*. In: „Journal of the Mechanics and Physics of Solids“ 56.2 (Feb. 2008), S. 467–486. DOI: 10.1016/j.jmps.2007.05.021.
- [TG51] TIMOSHENKO, S. P. und GOODIER, J. N. *Theory of elasticity*. McGraw-Hill, 1951.
- [Tre46] TRELOAR, L. R. G. *The elasticity of a network of long-chain molecules.—III*. In: „Transactions of the Faraday Society“ 42 (Jan. 1946), S. 83–94. DOI: 10.1039/TF9464200083.
- [TKB09] TRYSON, M.; KIIL, H.-E. und BENSLIMANE, M. *Powerful tubular core free dielectric electro activate polymer (DEAP) push actuator*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7287. San Diego, CA, USA, 2009. DOI: 10.1117/12.815740.
- [VS04] VALÉRIO, D. und SÁ DA COSTA, J. *Ninteger: a non-integer control toolbox for MatLab*. In: „Fractional Derivatives and Applications. IFAC“. Bordeaux, Frankreich, 2004.
- [VV96] VINCI, R. P. und VLASSAK, J. J. *Mechanical Behavior of Thin Films*. In: „Annual Review of Materials Science“ 26.1 (1996), S. 431–462. DOI: 10.1146/annurev.ms.26.080196.002243.
- [Wac] WACKER CHEMIE AG. *Elastosil P7670 A/B. Datenblatt*.
- [WSM10] WEHRHEIM, F.; SCHLAAK, H. F. und MEYER, J.-U. *Dielectric elastomer bending tube actuators with rigid electrode structures*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7642. San Diego, CA, USA, 2010. DOI: 10.1117/12.846330.
- [Weh12] WEHRHEIM, F. *Elektroaktive Polymeraktoren als integrierter Antrieb für abwinkelbare Endoskope*. Dissertation. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, 2012.
- [Yeo93] YEOH, O. H. *Some Forms of the Strain Energy Function for Rubber*. In: „Rubber Chemistry and Technology“ 66.5 (Nov. 1993), S. 754–771. DOI: 10.5254/1.3538343.
- [ZS07] ZHAO, X. und SUO, Z. *Method to analyze electromechanical stability of dielectric elastomers*. In: „Applied Physics Letters“ 91.6 (Aug. 2007). DOI: 10.1063/1.2768641.

Eigene Veröffentlichungen

- [Bös+11] BÖSE, H.; UHL, D.; FLITTNER, K. und SCHLAAK, H. *Dielectric elastomer actuators with enhanced permittivity and strain*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7976. San Diego, CA, USA, 2011. DOI: 10.1117/12.879808.
- [FSS12a] FLITTNER, K.; SCHLOSSER, M. und SCHLAAK, H. F. *Gas valve using dielectric elastomer stack actuators*. In: „Actuator“. Bremen, 2012, S. 789–792.
- [Fli+09] FLITTNER, K.; LOTZ, P.; MATYSEK, M.; SCHLOSSER, M. und SCHLAAK, H. F. *Integrated gas valve array using dielectric elastomer actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7287. San Diego, CA, USA, 2009. DOI: 10.1117/12.819213.

-
- [Fli+10a] FLITTNER, K.; SCHLOSSER, M.; LOTZ, P.; MATYSEK, M. und SCHLAAK, H. F. *Integration of dielectric elastomer stack actuators into micro systems*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7642. San Diego, CA, USA, 2010. DOI: 10.1117/12.847473.
- [Fli+11] FLITTNER, K.; SCHLOSSER, M.; LOTZ, P. und SCHLAAK, H. F. *Integration of dielectric elastomer actuators for gas flow control*. In: „Proceedings of EuroEAP“. Bd. 1. Pisa, Italien, 2011.
- [Fli+10b] FLITTNER, K.; SCHLOSSER, M.; MATYSEK, M.; LOTZ, P. und SCHLAAK, H. F. *Integrated Fabrication of Dielectric Elastomer Stack Actuators for Use in Micro Systems*. In: „Actuator“. Bremen, 2010.
- [FSS11] FLITTNER, K.; SCHLOSSER, M. und SCHLAAK, H. F. *Dielectric elastomer stack actuators for integrated gas valves*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7976. San Diego, CA, USA, 2011. DOI: 10.1117/12.880050.
- [FSS12b] FLITTNER, K.; SCHLOSSER, M. und SCHLAAK, H. F. *Influence of solvents on the mechanical properties of dielectric elastomer actuators*. In: „Proceedings of EuroEAP“. Bd. 2. Potsdam, Mai 2012.
- [Ion+11] IONESCU, E.; MARTÍNEZ-CRESPIERA, S.; SCHLOSSER, M.; FLITTNER, K.; SCHLAAK, H. F. und RIEDEL, R. *Herstellung Silicumoxycarbid-basierter mikrostrukturierter Bauteile mittels Photolithographie- und Soft Lithographie-Verfahren*. In: „Mikrosystemtechnik Kongress“. Darmstadt, 2011, S. 618–621.
- [Lot+12] LOTZ, P.; FLITTNER, K.; HAUS, H. und SCHLAAK, H. F. *Dielektrische elektroaktive Polymere für strukturintegrierte Aktorik und Sensorik*. In: „tm - Technisches Messen“ 79.7-8 (Aug. 2012), S. 374–381. DOI: 10.1524/teme.2012.0235.
- [Lot+08a] LOTZ, P.; MATYSEK, M.; FLITTNER, K. und SCHLAAK, H. F. *Reduction of the Driving Voltage in Dielectric Elastomer Actuators*. In: „Actuator“. Bremen, 2008.
- [Lot+10] LOTZ, P.; MATYSEK, M.; FLITTNER, K. und SCHLAAK, H. F. *Modeling of non ideal dielectric elastomer stack actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7642. San Diego, CA, USA, 2010. DOI: 10.1117/12.847359.
- [Mar+11a] MARTÍNEZ-CRESPIERA, S.; IONESCU, E.; SCHLOSSER, M.; FLITTNER, K.; MISTURA, G.; RIEDEL, R. und SCHLAAK, H. *Fabrication of silicon oxycarbide-based microcomponents via photolithographic and soft lithography approaches*. In: „Sensors and Actuators A: Physical“ 169.1 (Sep. 2011), S. 242–249. DOI: 10.1016/j.sna.2011.04.041.
- [Mat+08a] MATYSEK, M.; LOTZ, P.; FLITTNER, K. und SCHLAAK, H. F. *High-precision characterization of dielectric elastomer stack actuators and their material parameters*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 6927. San Diego, CA, USA, 2008. DOI: 10.1117/12.776177.
- [Mat+08b] MATYSEK, M.; LOTZ, P.; FLITTNER, K. und SCHLAAK, H. F. *New Electrode Materials and Technologies for Enhanced Performance of Stacked Dielectric Elastomer Actuators*. In: „Actuator“. Bremen, 2008.
- [Mat+10a] MATYSEK, M.; LOTZ, P.; FLITTNER, K. und SCHLAAK, H. F. *High Performance Dielectric Elastomer Stack Actuators: Low Voltage and High Bandwidth*. In: „Actuator“. Bremen, 2010.
- [Mat+10b] MATYSEK, M.; LOTZ, P.; FLITTNER, K. und SCHLAAK, H. F. *Vibrotactile display for mobile applications based on dielectric elastomer stack actuators*. In: „Proceedings of SPIE“. Bd. 7642. San Diego, CA, USA, 2010. DOI: 10.1117/12.847358.
- [Sch+12a] SCHLAAK, H. F.; KIIL, H.-E.; FLITTNER, K.; HAUS, H.; KARSTEN, R. und MÖSSINGER, H. *Electroactive polymer transducers – From research to industrialization*. In: „Actuator“. Bremen, 2012, S. 362–373.
-

-
- [Sch+12b] SCHLAAK, H. F.; LOTZ, P.; MÖSSINGER, H.; FLITTNER, K. und HAUS, H. *Microstructured Dielectric Elastomer Stack Actuator Arrays: Technology and Applications*. Review Vortrag. Montecatini Terme, Italien, Juni 2012.
- [Sch+11] SCHLOSSER, M.; FLITTNER, K.; IONESCU, E.; TOMA, L.; RIEDEL, R. und SCHLAAK, H. F. *Neuartiges Mikroventil mit dielektrischen Elastomeraktoren für den Einsatz in einem Mikrobrennerarray*. In: „Mikrosystemtechnik Kongress“. Darmstadt, 2011, S. 681–684.

Betreute studentische Arbeiten

- [För+09] FÖRSTER, F. et al. *Entwicklung eines elektromechanischen Curlers*. Projektseminar. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt. Institut für Elektromechanische Konstruktionen, 2009.
- [Hau+11] HAUPT, S. et al. *Entwicklung einer Durchflussregelung für die Elektrodenherstellung von DEA*. Projektseminar. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt. Institut für Elektromechanische Konstruktionen, 2011.
- [Hie12] HIEMSTRA, A. *Entwicklung eines Messplatzes zur Charakterisierung von DEA-Ventilen*. Studienarbeit 1795. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt. Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Apr. 2012.
- [Hna12] HNAIEN, F. *Untersuchung von gestapelten dielektrischen Elastomerwandlern zur Energiegewinnung*. Bachelorarbeit 1786. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt. Institut für Elektromechanische Konstruktionen, Feb. 2012.

A Hyperelastische Materialmodelle

A.1 Neo-Hook

Das Neo-Hook-Modell stellt eine Weiterentwicklung von RIVLIN des linearen Hookeschen Gesetzes für die Beschreibung des nichtlinearen Verhaltens von Elastomeren dar. Die Energiedichte-Funktion dieses Modells lautet:

$$W = \frac{\mu}{2} (I_1 - 3) = \frac{\mu}{2} (\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \lambda_3^2 - 3) \quad (\text{A.1})$$

Mit $\lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 = 1$ ergibt sich für die partiellen Ableitungen und damit für die Spannungsdifferenzen:

$$\frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_1} = \mu \left(\lambda_1 - \frac{1}{\lambda_1^3 \lambda_2^2} \right) \quad (\text{A.2})$$

$$\frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_2} = \mu \left(\lambda_2 - \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^3} \right) \quad (\text{A.3})$$

Durch Einsetzen der Randbedingungen des uniaxialen Versuchs 3.4, des biaxialen Versuchs 3.5 oder des reinen Scherversuchs 3.6 und Ersetzen der Streckung λ durch die Dehnung S ergeben sich die jeweiligen Zusammenhänge zwischen Spannung und Dehnung des Neo-Hook Modells:

$$\text{Uniaxiale Dehnung} \quad T = \mu \left(S + 1 - \frac{1}{(S + 1)^2} \right) \quad (\text{A.4})$$

$$\text{Biaxiale Dehnung} \quad T = \mu \left(S + 1 - \frac{1}{(S + 1)^5} \right) \quad (\text{A.5})$$

$$\text{Reine Scherung} \quad T = \mu \left(S + 1 - \frac{1}{(S + 1)^3} \right) \quad (\text{A.6})$$

Die beste Anpassung dieses Modells an die Messdaten wird mit

$$\mu = 64550 \text{ Pa} \quad (\text{A.7})$$

erreicht. Der Vergleich zwischen Modell und Messdaten ist in Abbildung 3.12 dargestellt.

A.2 Mooney-Rivlin

Das von MOONEY und RIVLIN entwickelte Materialmodell hat die folgende Energiedichte-Funktion mit zwei Parametern.

$$W = C_{10} (I_1 - 3) + C_{01} (I_2 - 3) \quad (\text{A.8})$$

Dieses Modell ist ein Spezialfall des verallgemeinerten Rivlin-Modells.

$$W = \sum_{i,j}^N C_{ij} (I_1 - 3)^i (I_2 - 3)^j \quad (\text{A.9})$$

In ANSYS wird unter dem Namen „Mooney-Rivlin“ das verallgemeinerte Modell verstanden und mit zwei, drei oder fünf Parametern unterstützt. Für $N = 3$ kommt ein Term hinzu, der von I_1 und I_2 abhängt. Für $N = 5$ zwei Terme, die jeweils vom Quadrat von I_1 bzw. I_2 abhängen.

$$W = C_{20}(I_1 - 3)^2 + C_{10}(I_1 - 3) + C_{02}(I_2 - 3)^2 + C_{01}(I_2 - 3) + C_{11}(I_1 - 3)(I_2 - 3) \quad (\text{A.10})$$

Mit $\lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 = 1$ ergibt sich für die partiellen Ableitungen und damit für die Spannungsdifferenzen:

$$\begin{aligned} \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_1} = & C_{01} \left(2\lambda_1 \lambda_2^2 - \frac{2}{\lambda_1^3} \right) + C_{10} \left(2\lambda_1 - \frac{2}{\lambda_1^3 \lambda_2^2} \right) \\ & + 2C_{02} \left(2\lambda_1 \lambda_2^2 - \frac{2}{\lambda_1^3} \right) \left(\frac{1}{\lambda_1^2} + \frac{1}{\lambda_2^2} + \lambda_1^2 \lambda_2^2 - 3 \right) \\ & + C_{11} \left(2\lambda_1 - \frac{2}{\lambda_1^3 \lambda_2^2} \right) \left(\frac{1}{\lambda_1^2} + \frac{1}{\lambda_2^2} + \lambda_1^2 \lambda_2^2 - 3 \right) \\ & + C_{11} \left(2\lambda_1 \lambda_2^2 - \frac{2}{\lambda_1^3} \right) \left(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} - 3 \right) \\ & + 2C_{20} \left(2\lambda_1 - \frac{2}{\lambda_1^3 \lambda_2^2} \right) \left(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} - 3 \right) \end{aligned} \quad (\text{A.11})$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_2} = & C_{01} \left(2\lambda_1^2 \lambda_2 - \frac{2}{\lambda_2^3} \right) + C_{10} \left(2\lambda_2 - \frac{2}{\lambda_1^2 \lambda_2^3} \right) \\ & + 2C_{02} \left(2\lambda_1^2 \lambda_2 - \frac{2}{\lambda_2^3} \right) \left(\frac{1}{\lambda_1^2} + \frac{1}{\lambda_2^2} + \lambda_1^2 \lambda_2^2 - 3 \right) \\ & + C_{11} \left(2\lambda_2 - \frac{2}{\lambda_1^2 \lambda_2^3} \right) \left(\frac{1}{\lambda_1^2} + \frac{1}{\lambda_2^2} + \lambda_1^2 \lambda_2^2 - 3 \right) \\ & + C_{11} \left(2\lambda_1^2 \lambda_2 - \frac{2}{\lambda_2^3} \right) \left(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} - 3 \right) \\ & + 2C_{20} \left(2\lambda_2 - \frac{2}{\lambda_1^2 \lambda_2^3} \right) \left(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} - 3 \right) \end{aligned} \quad (\text{A.12})$$

Mit den Randbedingungen der uniaxiale Dehnung 3.4 ergibt sich für die mechanische Spannung

$$\begin{aligned} T = & C_{10} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^2} \right) - C_{01} \left(\frac{2}{\lambda^3} - 2 \right) + C_{11} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^2} \right) \left(2\lambda + \frac{1}{\lambda^2} - 3 \right) \\ & - 2C_{02} \left(\frac{2}{\lambda^3} - 2 \right) \left(2\lambda + \frac{1}{\lambda^2} - 3 \right) + 2C_{20} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^2} \right) \left(\frac{2}{\lambda} + \lambda^2 - 3 \right) \\ & - C_{11} \left(\frac{2}{\lambda^3} - 2 \right) \left(\frac{2}{\lambda} + \lambda^2 - 3 \right) \end{aligned} \quad (\text{A.13})$$

Mit den Randbedingungen der biaxiale Dehnung 3.5 ergibt sich die mechanische Spannung zu

$$\begin{aligned} T = & C_{10} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^5} \right) - C_{01} \left(\frac{2}{\lambda^3} - 2\lambda^3 \right) + C_{11} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^5} \right) \left(\frac{2}{\lambda^2} + \lambda^4 - 3 \right) \\ & + 2C_{20} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^5} \right) \left(2\lambda^2 + \frac{1}{\lambda^4} - 3 \right) - 2C_{02} \left(\frac{2}{\lambda^3} - 2\lambda^3 \right) \left(\frac{2}{\lambda^2} + \lambda^4 - 3 \right) \\ & - C_{11} \left(\frac{2}{\lambda^3} - 2\lambda^3 \right) \left(2\lambda^2 + \frac{1}{\lambda^4} - 3 \right) \end{aligned} \quad (\text{A.14})$$

Mit den Randbedingungen der reinen Scherung 3.6 ergibt sich für die mechanische Spannung

$$T = C_{01} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^3} \right) + C_{10} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^3} \right) + 2C_{02} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^3} \right) \left(\frac{1}{\lambda^2} + \lambda^2 - 2 \right) + 2C_{11} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^3} \right) \left(\frac{1}{\lambda^2} + \lambda^2 - 2 \right) + 2C_{20} \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^3} \right) \left(\frac{1}{\lambda^2} + \lambda^2 - 2 \right) \quad (\text{A.15})$$

Tabelle A.1.: Ermittelte Modellparameter für die Mooney-Rivlin-Modelle mit zwei, drei und fünf Parametern.

				$C_{10} = 30\,170 \text{ Pa}$
$N = 2$	$C_{10} = 30\,534 \text{ Pa}$	$N = 3$	$C_{10} = 31\,837 \text{ Pa}$	$C_{01} = 1385,3 \text{ Pa}$
	$C_{01} = 1525,6 \text{ Pa}$		$C_{01} = -378,12 \text{ Pa}$	$N = 5$ $C_{20} = 2126,7 \text{ Pa}$
			$C_{11} = 417,42 \text{ Pa}$	$C_{11} = -2770 \text{ Pa}$
				$C_{02} = 880,41 \text{ Pa}$

In Tabelle A.1 sind die zu den Messdaten aus 3.2.1 ermittelten Modellparameter aufgelistet. In den Abbildungen A.1, A.2 und A.3 sind die jeweiligen Modellkurven im Vergleich zu den Messdaten und die absolute Abweichung zwischen Modell und Messung dargestellt.

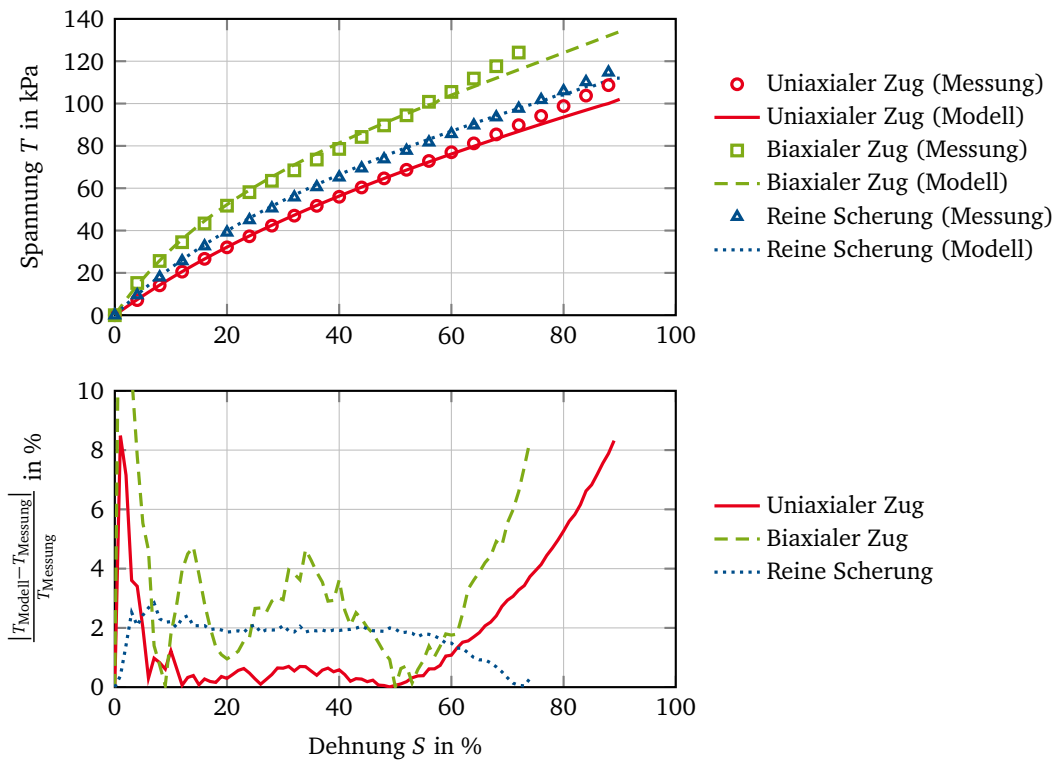


Abbildung A.1.: Vergleich des Mooney-Rivlin Modells mit zwei Parametern mit den Messdaten.

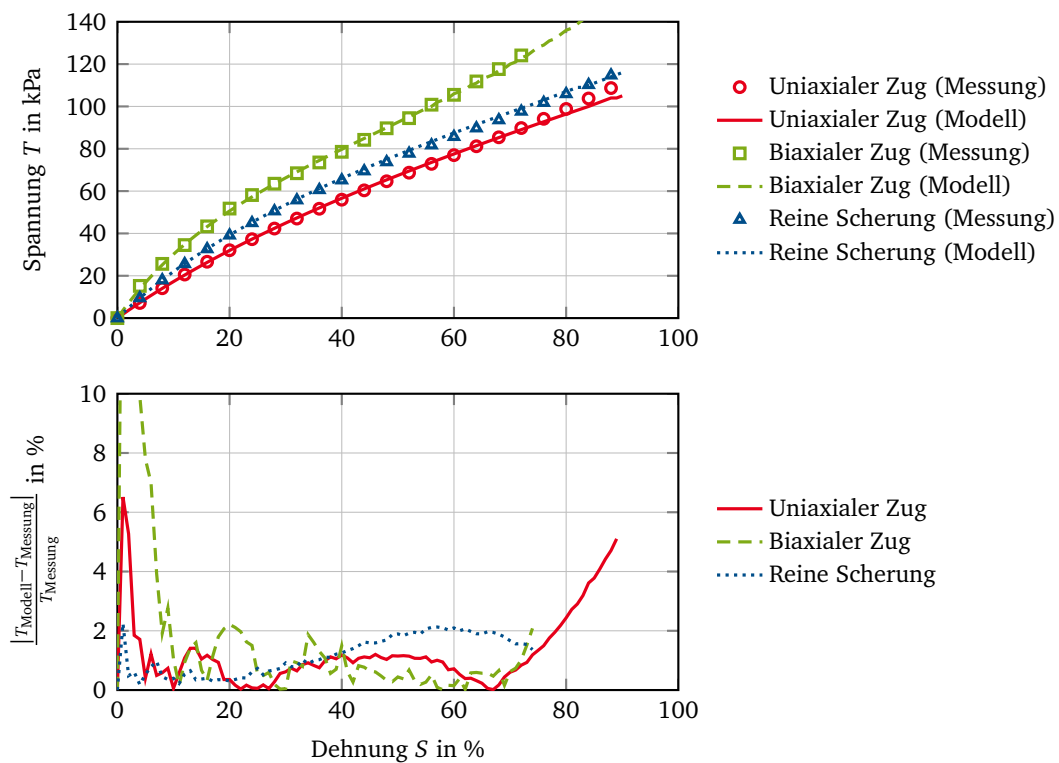


Abbildung A.2.: Vergleich des Mooney-Rivlin Modells mit drei Parametern mit den Messdaten.

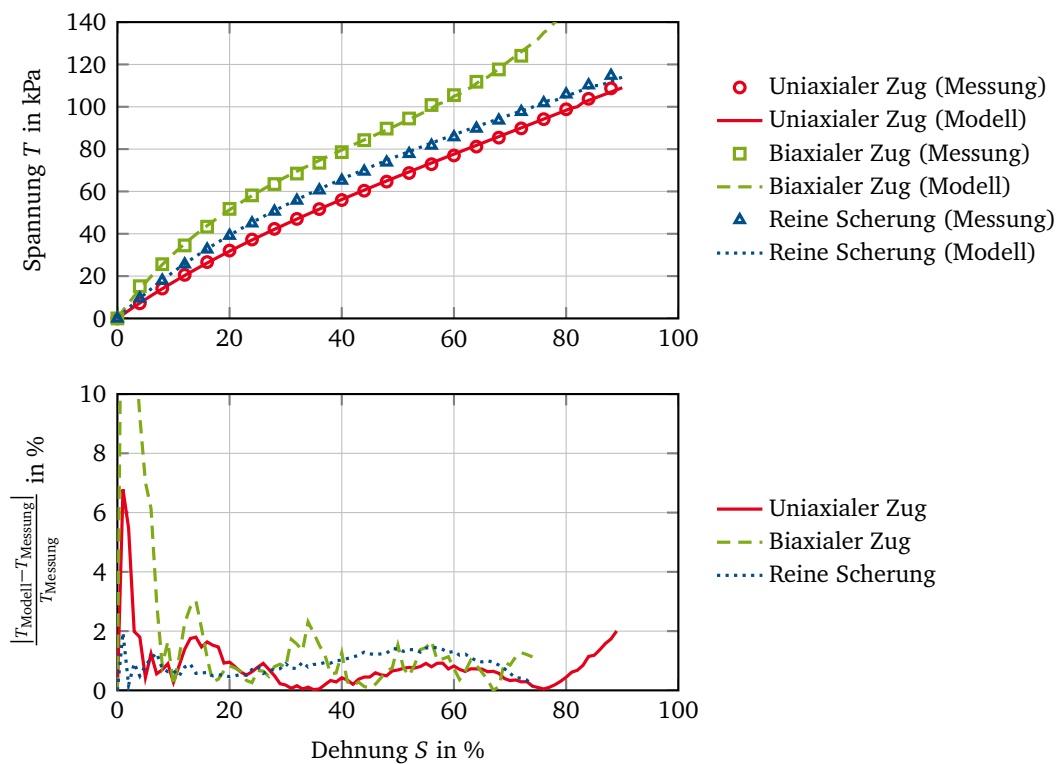


Abbildung A.3.: Vergleich des Mooney-Rivlin Modells mit fünf Parametern mit den Messdaten.

A.3 Ogden

Ein weiteres hyperelastisches Materialmodell wurde von OGDEN vorgestellt. Im Gegensatz zu den anderen Modellen ist die Energiedichte-Funktion des Ogden-Modells eine Funktion der Streckungen und nicht der Invarianten des Cauchy-Green-Verformungstensors.

$$W = \sum_{p=1}^N \frac{\mu_p}{\alpha_p} (\lambda_1^{\alpha_p} + \lambda_2^{\alpha_p} + \lambda_3^{\alpha_p}) \quad (\text{A.16})$$

Für $N = 1$ und der Annahme eines inkompressiblen Materials ergibt sich mit $\lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 = 1$ für die partiellen Ableitungen und damit für die Spannungsdifferenzen:

$$\frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_1} = \frac{\mu_1}{\lambda_1} \left(\lambda_1^{\alpha_1} - \left(\frac{1}{\lambda_1 \lambda_2} \right)^{\alpha_1} \right) \quad (\text{A.17})$$

$$\frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_2} = \frac{\mu_1}{\lambda_2} \left(\lambda_2^{\alpha_1} - \left(\frac{1}{\lambda_1 \lambda_2} \right)^{\alpha_1} \right) \quad (\text{A.18})$$

Durch Einsetzen der Randbedingungen für den uniaxialen Zug 3.4, den biaxialen Zug 3.5 und die reine Scherung 3.6 ergeben sich für die jeweiligen Zusammenhänge zwischen Spannung und Streckung des Ogden Modells:

$$\text{Uniaxiale Dehnung} \quad T = \frac{\mu_1}{\lambda} \left(\lambda^{\alpha_1} - \left(\frac{1}{\sqrt{\lambda}} \right)^{\alpha_1} \right) \quad (\text{A.19})$$

$$\text{Biaxiale Dehnung} \quad T = \frac{\mu_1}{\lambda} \left(\lambda^{\alpha_1} - \left(\frac{1}{\lambda^2} \right)^{\alpha_1} \right) \quad (\text{A.20})$$

$$\text{Reine Scherung} \quad T = \frac{\mu_1}{\lambda} \left(\lambda^{\alpha_1} - \left(\frac{1}{\lambda} \right)^{\alpha_1} \right) \quad (\text{A.21})$$

Ein Curve-Fitting in ANSYS liefert die folgenden Parameter für das Ogden-Materialmodell erster Ordnung:

$$\begin{aligned} \mu_1 &= 62\,524 \text{ Pa} \\ \alpha_1 &= 2,0547 \end{aligned} \quad (\text{A.22})$$

Der Vergleich des Modells mit den Messdaten ist in Abbildung A.4 dargestellt.

A.4 Yeoh

Eine andere Energiedichte-Funktion wurde von YEOH vorgestellt. Diese Funktion hängt im Gegensatz zum Mooney-Rivlin-Modell nur von der ersten Invariante des Cauchy-Green-Verformungstensors und deren Potenzen ab.

$$W = \sum_i^N C_i (I_1 - 3)^i \quad (\text{A.23})$$

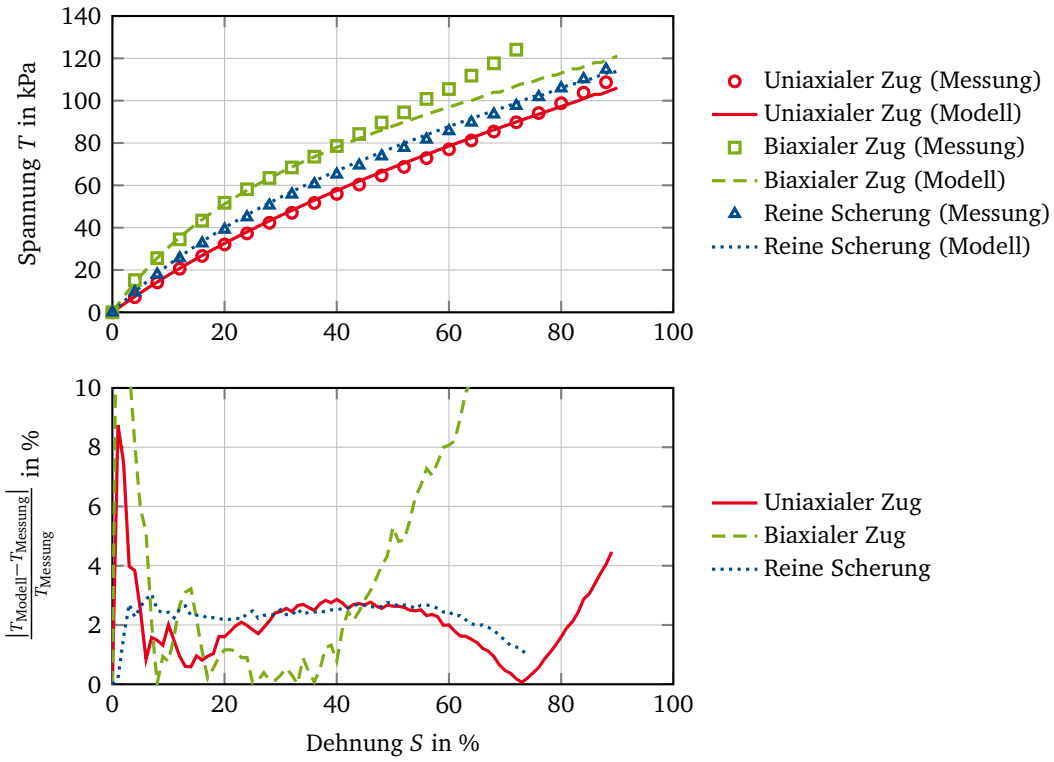


Abbildung A.4.: Vergleich des Ogden's Modells erster Ordnung mit den Messdaten.

Für $N = 1$ ist das Modell identisch mit dem Neo-Hook Modell. Für $N = 3$ und unter der Annahme eines inkompressiblen Materials ergibt sich mit $\lambda_1 \lambda_2 \lambda_3 = 1$ für die partiellen Ableitungen und damit für die Spannungsdifferenzen:

$$\begin{aligned} \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_1} &= C_1 \left(2\lambda_1 - \frac{2}{\lambda_1^3 \lambda_2^2} \right) \\ &\quad + 2C_2 \left(2\lambda_1 - \frac{2}{\lambda_1^3 \lambda_2^2} \right) \left(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} - 3 \right) \\ &\quad + 3C_3 \left(2\lambda_1 - \frac{2}{\lambda_1^3 \lambda_2^2} \right) \left(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} - 3 \right)^2 \end{aligned} \quad (\text{A.24})$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial W(\lambda_1, \lambda_2)}{\partial \lambda_2} &= C_1 \left(2\lambda_2 - \frac{2}{\lambda_1^2 \lambda_2^3} \right) \\ &\quad + 2C_2 \left(2\lambda_2 - \frac{2}{\lambda_1^2 \lambda_2^3} \right) \left(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} - 3 \right) \\ &\quad + 3C_3 \left(2\lambda_2 - \frac{2}{\lambda_1^2 \lambda_2^3} \right) \left(\lambda_1^2 + \lambda_2^2 + \frac{1}{\lambda_1^2 \lambda_2^2} - 3 \right)^2 \end{aligned} \quad (\text{A.25})$$

Mit den Randbedingungen des uniaxialen Zugs 3.4 ergibt sich für die mechanische Spannung

$$\begin{aligned} T &= C_1 \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^2} \right) + 2C_2 \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^2} \right) \left(\frac{2}{\lambda} + \lambda^2 - 3 \right) \\ &\quad + 3C_3 \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^2} \right) \left(\frac{2}{\lambda} + \lambda^2 - 3 \right)^2 \end{aligned} \quad (\text{A.26})$$

Für den biaxialen Zug folgt mit den entsprechenden Randbedingungen aus 3.5 die folgende Gleichung für die mechanische Spannung:

$$T = C_1 \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^5} \right) + 2C_2 \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^5} \right) \left(2\lambda^2 + \frac{1}{\lambda^4} - 3 \right) + 3C_3 \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^5} \right) \left(2\lambda^2 + \frac{1}{\lambda^4} - 3 \right)^2 \quad (\text{A.27})$$

Aus den Randbedingungen für die reine Scherung 3.6 ergibt sich die mechanische Spannung zu

$$T = C_1 \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^3} \right) + 2C_2 \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^3} \right) \left(\frac{1}{\lambda^2} + \lambda^2 - 2 \right) + 3C_3 \left(2\lambda - \frac{2}{\lambda^3} \right) \left(\frac{1}{\lambda^2} + \lambda^2 - 2 \right)^2 \quad (\text{A.28})$$

In Tabelle A.2 sind die Modellparameter für das Yeoh-Modell zweiter und dritter Ordnung aufgelistet, die mittels Curve-Fitting in der Software ANSYS ermittelt wurden. Die Abbildungen A.5 und A.6 zeigen die beiden Parametersätze im Vergleich zu den Messdaten.

Tabelle A.2.: Ermittelte Modellparameter für das Yeoh-Modell zweiter und dritter Ordnung.

		$C_1 = 31\,182 \text{ Pa}$		$C_1 = 31\,771 \text{ Pa}$
$N = 2$		$C_2 = 704,96 \text{ Pa}$	$N = 3$	$C_2 = -284,47 \text{ Pa}$
				$C_3 = 286,71 \text{ Pa}$

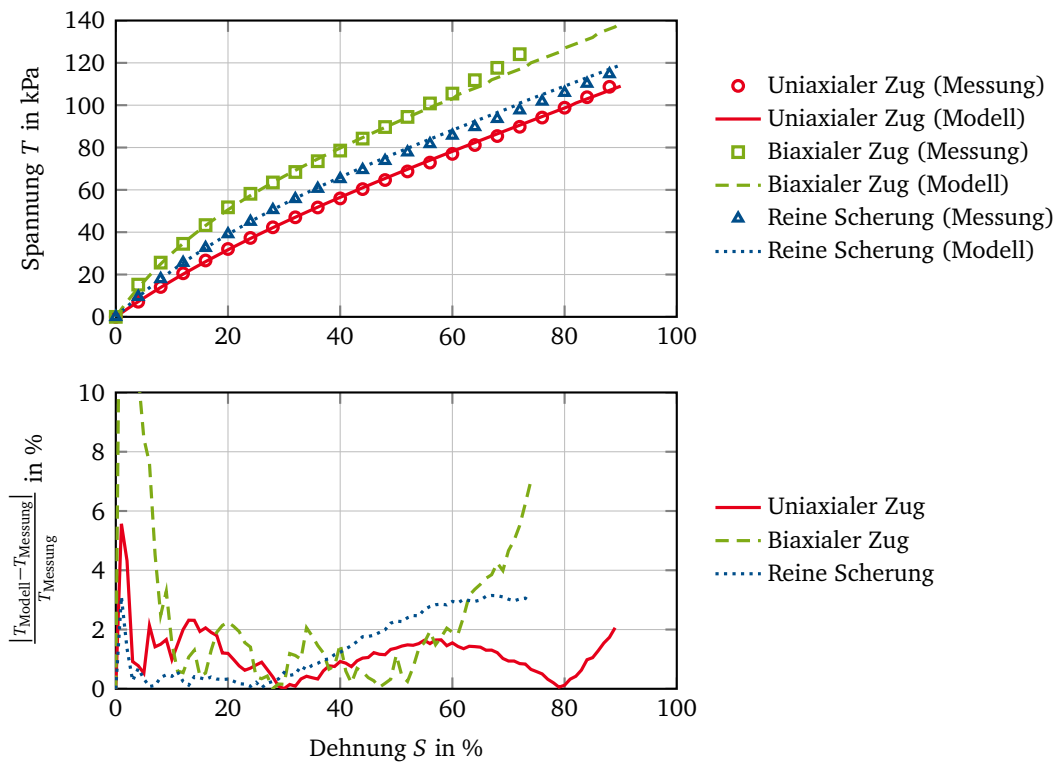


Abbildung A.5.: Vergleich des Yeoh Modells zweiter Ordnung mit den Messdaten.

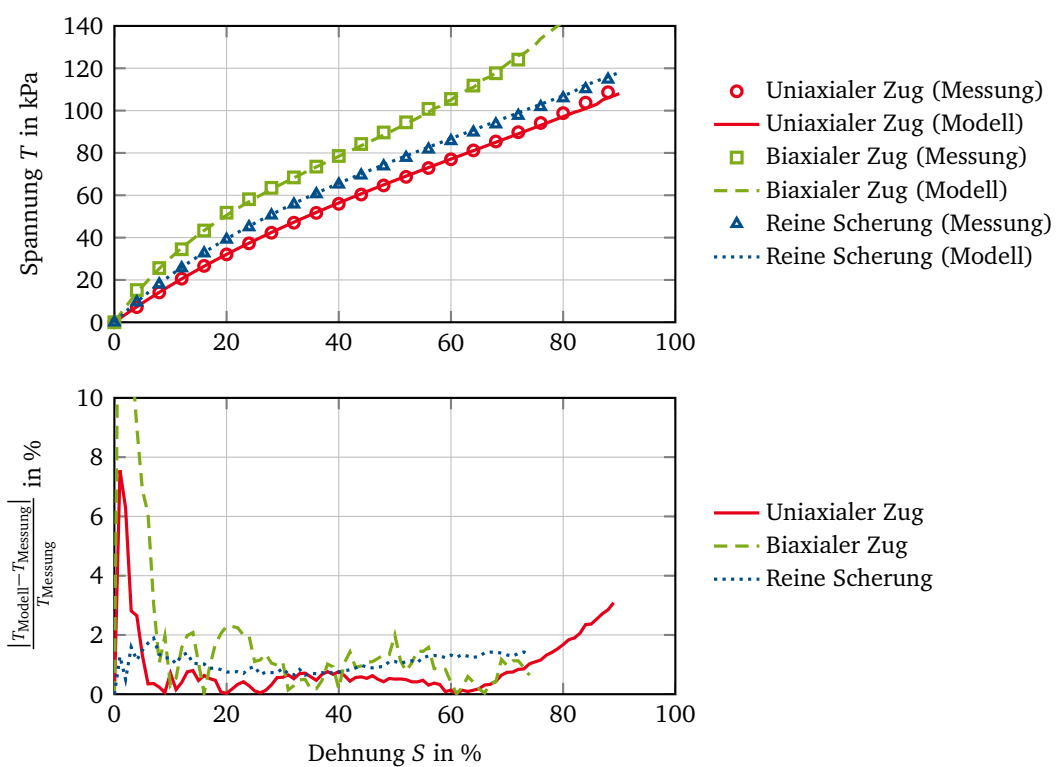


Abbildung A.6.: Vergleich des Yeoh Modells dritter Ordnung mit den Messdaten.

B Elektrisches Modell mit verteilter Kapazität

Eine bessere Anpassung an das reale elektrische Verhalten der dielektrischen Elastomerwandler ist mit der Verwendung eines Modells mit verteilten Parametern möglich. Im Folgenden ist die Berechnung der Impedanz und die Ermittlung der Modellparameter für die Schaltung aus Abbildung B.1 dargestellt.

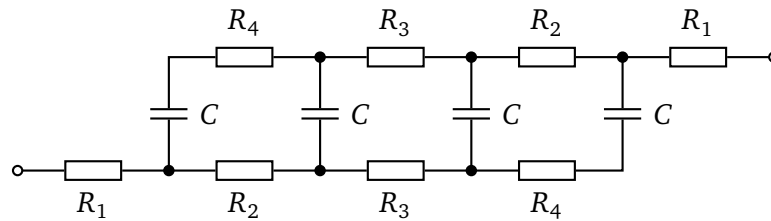


Abbildung B.1.: Elektrisches Ersatzschaltbild eines dielektrischen Elastomerwandlers mit verteilter Kapazität.

Zur Berechnung der Impedanz wird die Schaltung mit einer Dreieck-Stern-Transformation in die Schaltung aus Abbildung B.2 umgeformt. Dabei gilt:

$$Z_a = \frac{R_2 (C R_4 \omega - j)}{C R_2 \omega + C R_4 \omega - 2j} \quad (\text{B.1})$$

$$Z_b = -\frac{R_2 j}{C (R_2 \omega + R_4 \omega) - 2j} \quad (\text{B.2})$$

$$Z_c = -\frac{1 + C R_4 \omega j}{C \omega (C R_2 \omega + C R_4 \omega - 2j)}. \quad (\text{B.3})$$

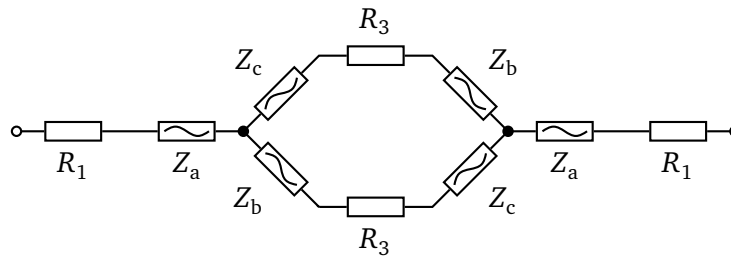


Abbildung B.2.: Elektrisches Ersatzschaltbild eines dielektrischen Elastomerwandlers mit verteilter Kapazität.

Somit ergibt sich die Impedanz der Schaltung zu:

$$Z = 2R_1 + \frac{R_3}{2} + \frac{2R_2 (R_4 - \frac{j}{C\omega})}{R_2 + R_4 - \frac{2j}{C\omega}} - \frac{R_2 j}{2C\omega (R_2 + R_4 - \frac{2j}{C\omega})} - \frac{(R_4 - \frac{j}{C\omega}) j}{2C\omega (R_2 + R_4 - \frac{2j}{C\omega})} \quad (\text{B.4})$$

Die fünf Modellparameter werden durch ein Optimierungsverfahren in Matlab ermittelt. Dabei wird für jeden Parametersatz die Summe der quadrierten relativen Abweichungen zu den Messdaten im Frequenzbereich von 1 Hz bis 1000 Hz berechnet. Mit der Matlab-Funktion „fminsearch“, die intern das Downhill-Simplex-Verfahren nutzt, wird ein Parametersatz mit minimalem Fehler bestimmt. Für den gemessenen Impedanzfrequenzgang mit einer Stauchung von 8,2 % ergeben sich damit die folgenden Parameter für das Modell:

$$R_1 = 72,3 \text{ k}\Omega$$

$$R_2 = 228 \text{ k}\Omega$$

$$R_3 = 70,8 \text{ k}\Omega$$

$$R_4 = 137,2 \text{ k}\Omega$$

$$C = 9,95 \text{ nF}$$

Abbildung B.3 zeigt den Impedanzfrequenzgang des Modells im Vergleich zu den gemessenen Werten. Die relativen Abweichungen liegen im gesamten gemessenen Frequenzbereich unter 5,5 %. Ein reines R-C-Modell weist, wie bereits gezeigt, relative Abweichung bis 16 % auf.

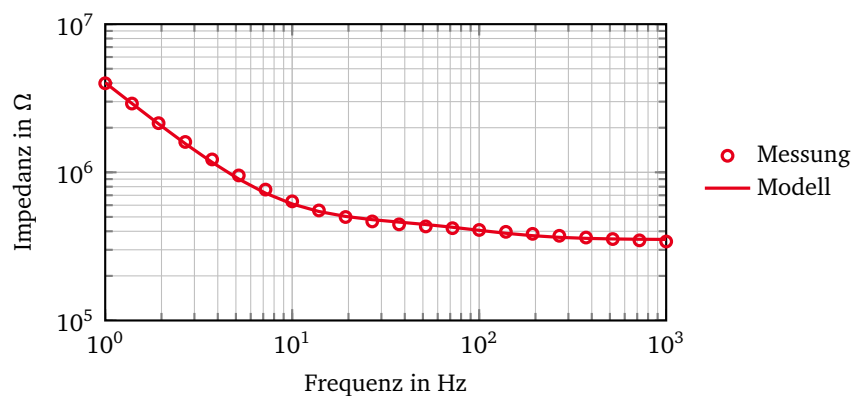


Abbildung B.3.: Vergleich der Modellimpedanz mit der Messung.